

**НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ  
ФІЗИКО-ТЕХНОЛОГІЧНИЙ ІНСТИТУТ МЕТАЛІВ ТА СПЛАВІВ**

**НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ УКРАЇНИ  
«КИЇВСЬКИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ ІНСТИТУТ імені ІГОРЯ  
СІКОРСЬКОГО»**

На правах рукопису

ТИМОШЕНКО АНДРІЙ МИКОЛАЙОВИЧ

УДК 621.78.062:621.791.725: 621.74.047

**ВИСОКОЕФЕКТИВНИЙ ЛАЗЕРНО-ЛИВАРНИЙ ПРОЦЕС  
ОТРИМАННЯ ШИРОКОЇ ГАМИ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ**

Спеціальність 05.03.07 – процеси фізико-технічної обробки

Дисертація на здобуття наукового ступеня  
кандидата технічних наук

**Науковий керівник:**  
**доктор технічних наук, професор**  
**Лихошва Валерій Петрович**

**Київ-2020**

## **АНОТАЦІЯ**

**Тимошенко А.М. Високоєфективний лазерно-ливарний процес отримання широкої гами композиційних матеріалів. – На правах рукопису.**

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.03.07 – процеси фізико-технічної обробки. – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського» МОН України, м. Київ, 2020.

Дисертація присвячена розробці нового гібридного методу безперервного отримання литих дисперсно-зміцнених композиційних матеріалів, який дозволяє поєднати переваги використання концентрованих джерел енергії з високоєфективними традиційними ливарними технологіями. Метод базується на формуванні суспензії в реакторах змішування за умови безперервної подачі розплаву, який є основою композиційного матеріалу, та газопорошкового потоку при одночасній обробці частинок і розплаву лазерним випромінюванням. В подальшому одержаний суспензійний розплав піддається керованому затвердінню. Робота охоплює широке коло питань щодо досліджень впливу газодинамічних, гідродинамічних та теплофізичних процесів на формування суспензії при взаємодії лазерного випромінювання з частинками, які вводяться в металевий розплав. Обґрунтовано доцільність використання лазерного випромінювання при отриманні композиційного матеріалу різними технологічними прийомами перемішування розплаву та армуючих частинок, що забезпечує їх нагрів в газолазерному потоці, інтенсифікацію процесів перемішування в об'ємі розплаву та дозволяє отримати якісний зв'язок між армуючими елементами і матрицею литого композиційного матеріалу.

У першому розділі наведено аналіз методів отримання литих композиційних матеріалів (КМ) та вивчені особливості їх застосування.

Показано перспективність застосування концентрованих джерел енергії при отриманні композиційного матеріалу та сформульовано задачі дослідження.

Встановлено, що вирішення важливого науково-технічного завдання як розробка нового методу безперервного отримання КМ та підвищення фізико-механічних характеристик отриманого матеріалу, ускладнено через відсутність наукових досліджень щодо управління нагрівом частинок в газолазерному потоці та гідро- газодинамічними параметрами процесу такими як розподіл частинок та концентрація їх в об'ємі розплаву, траєкторія руху частинок в газовому та рідинному потоках, витратою захисного газу, дисперсного матеріалу та розплаву, а також оцінки ступеню впливу швидкості кристалізації на властивості отриманого матеріалу.

**Другий розділ** присвячено проектуванню та виготовленню устаткування, вибору матеріалів матриці композиту і армуючих частинок, а також розробці методики проведення досліджень.

Для реалізації лазерно-ливарного методу отримання композиційного матеріалу розроблено методику (технологічну схему) проведення експериментальних досліджень, яка передбачає підготовку розплаву в індукційній печі, його подачу в реактор змішування при одночасному введенні в розплав частинок, які піддаються лазерній обробці в газолазерному потоці. Кристалізація розплаву в залежності від швидкості охолодження може відбуватися в кокіль, на металевому барабані або в піщаній формі.

Запропоновано та реалізовано конструкції реакторів змішування, які відрізняються накладанням механічного обертання на реактор змішування, утворенням вихрового руху розплаву внаслідок управління гідродинамікою потоку та газолазерною обробкою рухомого струменю розплаву для формування суспензійного розплаву.

Розроблено методику подачі дисперсного матеріалу в розплав в газолазерному потоці. Для запропонованого гібридного лазерно-ливарного методу розглянуто конструкції фурм, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) та формуванням

газопрошкового потоку (ступенем розсіювання частинок по поверхні газової каверни та розмірами самої каверни). Для інтенсифікації процесів нагріву частинок та розплаву розроблена нова конструкція фурми з додатковим газополум'яним джерелом енергії, що дозволяє збільшити поглинальну здатність лазерного випромінювання частинками, внаслідок чого підвищиться ефективність його використання.

Для найбільш ефективної обробки частинок лазерним випромінюванням розроблено методику керування особливостями лазерної обробки двофазного газопорошкового потоку.

У третьому розділі наведені результати теоретичних досліджень реалізації порційних та безперервних технологічних процесів отримання КМ. Досліджено форми та конструкції реактора змішування для різних технологічних прийомів перемішування розплаву та армуючих частинок. Визначено форму вільної поверхні розплаву в реакторі, траєкторію руху армуючих частинок в газових та рідинних потоках, температурні параметри нагріву частинок лазерним випромінюванням та інше.

На основі проведеного фізико-математичного моделювання гідро-, газодинамічних процесів формування суспензійного розплаву в реакторах змішування вперше отримано залежності зміни форми вільної поверхні і швидкості витікання рідини з реактора від витрати рідинного і газових потоків, що подаються в реактор, а також способу замішування. Для лазерно-ливарного процесу отримання КМ на основі силуміну АК 7 та бронзи ОЦС 5-5-5 з композиційною складовою до 10% в об'ємі розплаву визначено оптимальні інтервали значень витрати рідини ( $(Q_{\text{рід}})$  0,01...0,03 кг/с), газу ( $(Q_{\text{г}})$   $1,467 \times 10^{-4}$  ...  $4,1 \times 10^{-4}$  кг/с) та дисперсного матеріалу ( $(Q_{\text{час.}})$   $0,3 \times 10^{-3}$  ...  $0,8 \times 10^{-3}$  кг/с).

Для реактора з примусовим перемішуванням розплаву визначені найбільш оптимальні швидкості обертання, які складають 60...160 хв<sup>-1</sup>, при цьому розподіл частинок відбувається по всьому об'єму розплаву. Зниження швидкості обертання реактора від 60 до 30 хв<sup>-1</sup> приведе до зменшення тенденції

накопичення частинок в застійних зонах розплаву і утворення самих застійних зон, однак процеси коагуляції частинок в розплаві підвищуються.

Для реактора з утворенням вихрового руху розплаву визначені умови варіювання подачі розплаву з можливістю зміни напрямку обертання рідини відносно газопорошкового потоку, які дозволяють покращити взаємодію частинки з розплавом для отримання якісного зв'язку.

Встановлено, що конструкція реактора з обробкою струменю розплаву дозволяє підвищити ефективність введення частинок в розплав і їх взаємодію за рахунок підвищення інтенсивності лазерної обробки та зменшення області формування металевої суспензії. Досліджені гідродинамічні особливості формування суспензії при різних співвідношеннях густини частинки та розплаву.

На основі численних розрахунків для двох фурм, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) представлені найбільш ймовірні траєкторії руху частинок в її внутрішніх каналах та на виході із них, які охоплюють весь спектр розподілу основної маси частинок в газолазерному і рідинному потоках. Для кожної із фурми визначено, положення фокуса лазерного випромінювання відносно перетяжки газопорошкового потоку, що забезпечує вибір найбільш оптимальних параметрів обробки частинок в дофокальній, фокальній чи зафокальній області лазерного випромінювання.

Досліджено динаміку зміни фронту плавлення частинки в залежності від швидкості (0-25 м/с) та траєкторії її руху, потужності лазерного випромінювання 600...2500 Вт, кутової швидкості власного обертання, термодинамічних параметрів та геометричних розмірів (для частинок діаметром 150 мкм, 315 мкм і 500 мкм). Порівняно результати лазерної обробки металевих (Fe - 0,01C%, P6M5) та неметалевих частинок (WC, SiC), встановлено особливості їх нагріву та визначені оптимальні параметри лазерного випромінювання, які дозволяють забезпечити часткове оплавлення частинок. Отримані результати розподілу температури нагріву частинки

дозволяють керувати режимом її лазерної обробки без оплавлення, з частковим і повним плавленням.

В якості заміни використання інертних газів та підвищення ефективності лазерного нагріву частинок запропоновано процес гібридної лазерно-полум'яної обробки з використанням суміші газів «повітря-пропан». В умовах використання даної обробки визначені оптимальні параметри процесу формування газопорошкового потоку із співвідношенням витрат газу 3:1 повітря-пропан, що забезпечує додатковий нагрів частинок в потоці і створює захисне середовище з продуктів реакції горіння.

**В четвертому розділі** описано отримання композиційних та пористих матеріалів гібридним лазерно-ливарним методом, розроблена методика та досліджено властивості отриманих зразків.

За результатами експериментальної апробації підтверджено ефективність застосування реакторів з накладанням механічного обертання, утворенням вихрового руху розплаву та газолазерною обробкою струменю розплаву для отримання дисперсно-армованого матеріалу на основі алюмінієвих і мідних сплавів.

На основі розробленого лазерно-ливарного методу встановлена можливість отримання пористого матеріалу з рівномірно розподіленою пористістю в матриці алюмінієвого сплаву (пористість матеріалу складає 5-17%). Сформульований механізм утворення пор, який базується на взаємодії нагрітих лазерним випромінюванням газонасичених частинок з розплавом, в процесі якої відбувається їх повне або часткове розчинення з виділенням газу, який стає центром пороутворення в матриці матеріалу. Встановлені закономірності зміни кількості та розмірів пор в залежності від швидкості кристалізації розплаву.

## **СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ**

**Статті у наукових виданнях, що включені до міжнародних наукометричних баз даних:**

1. Лихошва В.П. Новые гибридные методы формирования суспензионных расплавов в литейном производстве с применением лазерной обработки / В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь // Заготовительные производства в машиностроении. – 2014. – № 3. – С.3 – 8.

2. Лихошва В.П. Получение суспензионных металлических расплавов с использованием лазерного излучения / В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко, Л.А. Бондарь // Металлургия машиностроения. – 2014. – № 6. – С. 34 – 37.

3. Lykhoshva V. Temperature Distribution of Particles in a Laser Beam / Lykhoshva V., Tymoshenko A., Mosentsova L., Savin V., Schitz D. // Iranian Journal of Materials Science and Engineering, Iran University of Science and Technology. – Tehran, Iran. – March 2018. – Volume 15 (Issue 1). – pp. 1-8.

URL: <http://ijmse.iust.ac.ir/article-1-1030-en.html>

4. Lykhoshva V. The Application of the Hybrid Method the Powder-Laser-Casting Technology for Production of Porous Alloys Based on Aluminum / Lykhoshva V., Savina L., Savin V., Tymoshenko A. // Journal of Metastable and Nanocrystalline Materials. – 2019. – Vol. 31.– pp. 11-15.

URL: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/JMNM.31.11>.

**Статті у наукових фахових виданнях України:**

5. Найдек В.Л. Распределение дисперсных частиц в двухфазном газолазерном потоке / В.Л. Найдек, В.П. Лихошва, Е.А. Рейнталь, Ф.И. Кирчу, А.П. Шатрава, Л.А. Бондарь, В.П. Сердобольская, А.Н. Тимошенко // Металл и литье Украины. – 2009. – № 11-12. – С. 4-7.

6. Лихошва В.П. Моделирование газолазерных потоков при создании оборудования для нагревания дисперсных материалов / В.П. Лихошва, Е.А. Рейнталь, Ф.И. Кирчу, А.П. Шатрава, Л.А. Бондарь, А.Н. Тимошенко // Металл и литье Украины. – 2009. – № 11-12. – С. 77-81.

7. Лихошва В.П. Воздействие газовых потоков, подаваемых с помощью фурмы, на жидкие среды / В.П. Лихошва, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь, А.Н. Тимошенко, Л.Е. Угрин // Процессы литья. – 2010. – №6 – С. 64-71.

8. Рейнталь Е.А. Изменение газовой каверны при погружении фурм различных конструкций в жидкие среды / Е.А. Рейнталь, В.П. Лихошва, В.В. Савин, Л.А. Бондарь, А.Н. Тимошенко, Р.С. Надашкевич // Процессы литья. – 2011. – №6. – С. 14-23.

9. Лихошва В.П. Форма свободной поверхности жидкости в реакторах смешения в условиях наложения механического и пневматического воздействий / В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь // Процессы литья. – 2012. – №5. – С. 25-32.

10. Лихошва В.П. Моделирование динамики движения частицы на границе газ-жидкость и в жидких средах / В.П. Лихошва, Е.А. Рейнталь, Л.А. Бондарь, А.Н. Тимошенко // Процессы литья. – 2012. – №6. – С. 65-71.

11. Лихошва В.П. Динамика нагрева металлических частиц, движущихся в поле лазерного излучения / В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко, Л.В. Мосенцова, В.В. Савин // Процессы литья. – 2017. – №6 – С. 44-53.

#### **Патенти України:**

12. Лихошва В.П., Афтандіянц Є.Г., Рейнталь О.О., Надашкевич Р.С., Тимошенко А.М., Головка Л.Ф., Шатрава О.П. Спосіб отримання композиційних матеріалів. Патент на корисну модель UA № 72692, МПК C22C1/02 (2006.01), 2012.

13. Лихошва В. П., Афтандіянц Є. Г., Рейнталь О. О., Тимошенко А. М., Головка Л. Ф. Пристрій для лазерної обробки. Патент на корисну модель UA № 79754, МПК B23K 26/14 (2006.01), B22D19/00, 2013.

14. Лихошва В. П., Афтандіянц Є. Г., Рейнталь О. О., Тимошенко А. М., Головка Л. Ф. Пристрій для отримання композиційних матеріалів. Патент на корисну модель UA № 81108, МПК B22D19/00, B22D19/14 (2006.01), 2013.



15. Лихошва В. П., Афтандіянц Є. Г., Рейнталь О. О., Тимошенко А. М., Головка Л. Ф. Спосіб отримання композиційних матеріалів. Патент на корисну модель UA № 82839, МПК B22D19/14 (2006.01), C22C1/02, 2013.

#### **Тези конференцій:**

16. Тимошенко А. Н. Зміна форми вільної поверхні рідини в реакторі змішування під механічним та пневматичним впливом // Металознавство та обробка металів: Матеріали IV науково-практичної конференції молодих вчених України «Нові ливарні технології і матеріали у машинобудуванні», – Київ, 8-9 жовтня 2012р. – № 4. – С. 48.

17. Лихошва В.П., Тимошенко А.Н. Получение пористого материала на основе алюминиевого расплава гибридным литейно-лазерным методом / В.П. Лихошва, А.Н. Тимошенко // Матеріали XIII Міжнародної науково-практичної конференції «Литво. Металургія. 2017». – Запоріжжя, 23-25 травня 2017р. – С. 162-163.

18. Тимошенко А.Н. Моделирование нагрева частиц в условиях лазерного и гибридного лазерно-пламенного нагрева / А.Н. Тимошенко, В.П. Лихошва, М.И. Голубчик // Матеріали XIV Міжнародної науково-практичної конференції «Литво. Металургія. 2018». – Запоріжжя, 22-24 травня 2018р. – С. 189-191.

19. Тимошенко А. Н. Підвищення ефективності введення дисперсного матеріалу в розплав за умов лазерної обробки // Металознавство та обробка металів: Матеріали VII науково-практичної конференції молодих вчених України «Нові ливарні технології і матеріали у машинобудуванні». – Київ, 29-30 травня 2018р. – № 3. – С. 30-31.

20. Тимошенко А.Н. Лихошва В.П., Пеликан О.А. Имитационное моделирование нагрева металлических и неметаллических частиц в условиях лазерной и химикотермической обработке // Матеріали XV Міжнародної науково-практичної конференції «Литво. Металургія. 2019». – Запоріжжя, 2019. – С. 198-199.

21. Тимошенко А.М., Лихошва В.П., Голубчик М.І. Позиціонування лазерного випромінювання відносно перетяжки газопорошкового потоку для підвищення ефективності лазерного нагріву частинок // Матеріали XV Міжнародної науково-практичної конференції «Литво. Металургія. 2019» – Запоріжжя, 2019. – С. 199-200.

22. Тимошенко А.Н., Лихошва В.П., Голубчик М.И. Лазерно-литейный метод получения дисперсно-упрочненных композиционных материалов // Международная научно-практическая конференция "МАШИНОСТРОЕНИЕ И МЕТАЛЛООБРАБОТКА" – Могилев-Бобруйск, Беларусь. –2019. – С. 99-100.

**URI:** <http://e.biblio.bru.by/handle/1212121212/10755>

## ANNOTATION

Tymoshenko A.M. Highly effective laser-foundry process for obtaining a wide range of composite materials. - Manuscript.

Thesis for the degree of a candidate of technical sciences in specialty 05.03.07 - Processes of physical and technical processing. - National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute” MES of Ukraine, Kyiv, 2020.

The dissertation is devoted to the development of a new hybrid method for the production of cast dispersion reinforced composite materials, which combines the advantages of using concentrated energy sources with highly effective traditional casting technologies. The method is based on the formation of a suspension melt reinforced with metal (or non-metal) particles under the action of laser radiation. The method is based on the formation of a suspension in mixing reactors under the condition of continuous supply of melt which is the basis of the composite material, and gas-powder flow during simultaneous treatment of particles and melt by laser radiation.

Subsequently, the resulting melt suspension is subjected to a controlled hardening. The work covers a wide range of issues related to research on the

influence of gas-dynamic, hydrodynamic, and thermophysical processes in the formation of a suspension based on a metallic melt, and interaction of laser radiation with added to the melt particles.

The author substantiates the feasibility of using laser radiation for obtaining composite material by various technological methods of mixing the melt and reinforcing particles which provides their heating in the gas laser flow, intensification of mixing processes in the melt, and allows to obtain a bond between reinforcing elements and cast composite material .

The first section presents an analysis of methods for obtaining cast composite materials (CM) and studied the features of their application. The prospects of using concentrated energy sources for obtaining composite materials are shown and the research tasks are formulated.

It is established that the solution of an important scientific and technical problem as the development of a new method of continuous CM production and improving the physical and mechanical characteristics of the obtained material is complicated by the lack of research on particle heating control in gas laser flow, and hydrodynamic process parameters in the melt, the trajectory of the particles in the gas and liquid streams, the consumption of shielding gas, dispersed material and melt, as well as estimating of the influence of the crystallization rate on the properties of the obtained material.

**The second section** is devoted to the design and manufacture of equipment, the choice of matrix materials of the composite and reinforcing particles, as well as the development of research methods.

To implement the laser-casting method of composite material a method (technological scheme) of experimental research has been developed, which provides for the preparation of the melt in an induction furnace, its supply to the mixing reactor with simultaneous introduction into the melt of particles subjected to laser treatment in a gas laser stream. The crystallization of the melt depending on the cooling rate can occur in the mold, on a metal drum or in sand form.

The designs of mixing reactors are proposed and implemented, which differ in the application of mechanical rotation on the mixing reactor, the formation of vortex motion of the melt due to flow hydrodynamics control and gas laser processing of the moving melt to form a suspension melt.

A method for the dispersed material supply into the melt in a gas laser stream has been developed. For the proposed hybrid laser-casting method, the designs of lances are considered, which differ in the conditions of laser treatment of particles (at the exit of the lance or in the lance itself) and the formation of gas-powder flow (degree of scattering of particles on the surface of the gas cavity and the size of the cavity). To intensify the processes of heating particles and melt, a new design of the lance with an additional gas-flame energy source has been developed, which allows to increase the absorption capacity of laser radiation by particles, which will increase its efficiency.

For the most efficient treatment of particles by laser radiation, a method for controlling the features of laser treatment of two-phase gas-powder flow has been developed.

**The third section** presents the results of theoretical studies of the implementation of batch and continuous technological processes of obtaining CM. The shapes and designs of the mixing reactor for different technological methods of mixing the melt and reinforcing particles have been studied. The shape of the free surface of the melt in the reactor, the trajectory of the reinforcing particles in the gas and liquid streams, the temperature parameters of the heating of the particles by laser radiation, etc. are determined.

Based on the conducted physical and mathematical modeling of hydro-, gas-dynamic processes of suspension melt formation in mixing reactors, for the first time the dependences of the change of free surface shape and liquid flow rate on the reactor on the flow of liquid and gas flows into the reactor and the mixing method were obtained. For the laser casting process of obtaining KM on the basis of silumin AK 7 and bronze OCS 5-5-5 with a composite component up to 10% in the volume of the melt, the optimal intervals of fluid flow values ( $(Q_{\text{fluid}})$  0,01...0,03 kg/sec), gas

(( $Q_{\text{gas}}$ )  $1,467 \times 10^{-4} \dots 4,1 \times 10^{-4}$  kg/sec) and dispersed material (( $Q_{\text{part}}$ )  $0,3 \times 10^{-3} \dots 0,8 \times 10^{-3}$  kg/sec) are determined.

For the reactor with forced stirring of the melt, the most optimal rotational speeds are determined, which are 60... 160 rpm, while the distribution of particles occurs throughout the volume of the melt. Reducing the speed of rotation of the reactor from 60 to 30 rpm will reduce the tendency of particles to accumulate in the stagnant zones of the melt and the formation of the stagnant zones but the processes of coagulation of particles in the melt will increase.

For a reactor with the formation of vortex motion of the melt, the conditions of variation of the flow of the melt with the possibility of changing the direction of rotation of the liquid relative to the gas-powder flow are defined, which allow to improve the interaction of the particle with the melt.

It is established that the design of the reactor with melt jet treatment allows to increase the efficiency of particles into the melt and their interaction by increasing the intensity of laser treatment and reducing the area of metal suspension formation. The hydrodynamic features of suspension formation at different ratios of particle density and melt have been studied.

On the basis of numerous calculations for two lances which differ in the conditions of laser treatment of particles (at the exit of the lance or in the lance itself) the most probable trajectories of particles in its inner channels and at their exit, which cover the whole spectrum of particle mass distribution and liquid flows. For each of the lance, the position of the focus of the laser radiation relative to the constriction of the gas-powder stream is determined, which provides a choice of the most optimal parameters of particle processing in the prefocal, focal or focal region of the laser radiation.

The dynamics of changes in the melting front of a particle depending on its velocity (0-25 m/s) and trajectory, laser radiation power 600... 2500 W, angular velocity of natural rotation, thermodynamic parameters and geometric dimensions (for particles with a diameter of 150  $\mu\text{m}$ , 315  $\mu\text{m}$ , and 500  $\mu\text{m}$ ). The results of laser processing of metallic (Fe 0.01C%, P6M5) and non-metallic particles (WC, SiC) are

compared, the peculiarities of their heating are established, and the optimal parameters of laser radiation are determined which allow to provide partial melting of particles. The obtained results of the particle heating temperature distribution allow to control the mode of its laser processing without melting, with partial, and with complete melting.

As a substitute for the use of inert gases and increase the efficiency of laser heating of particles a process of hybrid laser-flame treatment using a mixture of gases "air-propane" is proposed. Under the conditions of using this treatment, the optimal parameters of the forming a gas-powder stream with a gas flow ratio of 3:1 air-propane are determined, which provides additional heating of particles in the stream and creates a protective environment from combustion reaction products.

**The fourth section** describes the production of composite and porous materials by the hybrid laser-casting method, developed a technique and investigated the properties of the obtained samples.

The results of experimental testing confirmed the efficiency of reactors with the application of mechanical rotation, the formation of vortex motion of the melt and gas laser treatment of the melt jet to obtain a dispersed reinforced material based on aluminum and copper alloys.

Based on the developed laser casting method, the possibility of obtaining a porous material with evenly distributed porosity in the matrix of the aluminum alloy (porosity of the material is 5-17%) is determined. The mechanism of pore formation is formulated, and it is based on the interaction of laser-saturated gas-saturated particles with the melt in the process of which particles are completely or partially dissolved with the release of gas, which becomes the center of pore formation in the material matrix. The regularities of the change in the number and size of pores depending on the rate of crystallization of the melt are determined.

## ЗМІСТ

<b>ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ .....</b>	<b>18</b>
<b>ВСТУП .....</b>	<b>19</b>
<b>РОЗДІЛ 1 АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ ПРОБЛЕМИ ОТРИМАННЯ СУСПЕНЗІЙНИХ РОЗПЛАВІВ З ВИКОРИСТАННЯМ КОНЦЕНТРОВАНИХ ДЖЕРЕЛ ЕНЕРГІЇ.....</b>	<b>26</b>
1.1 Аналіз існуючих підходів і результатів досліджень процесів отримання литих композиційних матеріалів.....	26
1.1.1. Фізико-технологічні аспекти отримання дисперсно-зміцнених композиційних матеріалів на основі ливарних технологій.....	27
1.1.2. Принципи конструювання металокомпозитів .....	33
1.2. Отримання композиційних матеріалів за допомогою концентрованих джерел енергії .....	41
1.3. Математичне і фізичне моделювання фізико-хімічних, теплових і газо-гідродинамічних процесів.....	43
<b>ВИСНОВКИ.....</b>	<b>47</b>
<b>РОЗДІЛ 2 МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ І ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ПРОЦЕСУ ОТРИМАННЯ ЛИТИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ЛАЗЕРНО-ЛИВАРНИМ МЕТОДОМ.....</b>	<b>48</b>
2.1. Фізико - механічно характеристики матеріалу матриці і включень композиту .....	48
2.2. Розробка установки для отримання композиційних матеріалів.....	52
2.3. Розробка реактора змішування для формування суспензійного розплаву.....	54
2.4. Методика отримання розплаву і способи його дозування. Методи контролю і вимірювання температури розплаву.....	56

2.5. Розробка методики подачі дисперсного матеріалу в зону лазерного нагріву і область формування металевої суспензії.....	57
2.5.1. Розробка методики нагріву газопорошкового потоку.....	58
2.5.2. Розробка фурми і організація додаткового газополум'яного нагріву частинок.....	59
2.6. Методи розрахунку гідро-, газодинамічних та теплових процесів .....	61
2.7. Методика дослідження фізико-механічних властивостей композиційного матеріалу і обладнання.....	69
ВИСНОВКИ .....	70

<b>РОЗДІЛ 3 ОТРИМАННЯ ДИСПЕРСНО-ЗМІЩЕНОГО КОМПОЗИЦІЙНОГО МАТЕРІАЛУ НА ОСНОВІ ФОРМУВАННЯ СУСПЕНЗІЙНОГО РОЗПЛАВУ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ЛАЗЕРНОЇ ОБРОБКИ .....</b>	<b>71</b>
3.1. Порційний процес формування суспензійного розплаву в реакторі змішування .....	72
3.1.1. Розробка конструкції і вибір форми реактора змішування в умовах зміни форми вільної поверхні рідких середовищ в реакторі при накладенні механічного та пневматичного впливу .....	73
3.1.2. Мінімізація об'єму рідини в реакторі змішування .....	81
3.2. Моделювання безперервного процесу формування суспензійного розплаву при накладанні гідро-, газодинамічних та механічних впливів.....	83
3.3. Реалізації вимушеного руху розплаву в реакторі змішування в наслідок управління гідродинамікою потоку.....	93
3.4. Дослідження процесів утворення суспензійного розплаву, що забезпечується лазерною обробкою рухомого струменя розплаву.....	104
3.5 Дослідження взаємодії газопорошкового потоку та лазерного випромінювання в умовах варіювання положення фокуса лазерного випромінювання відносно перетяжки двухфазного потоку .....	109



3.6. Дослідження особливостей нагріву частинок при її русі в газолазерному потоці.....	111
3.6.1. Моделювання траєкторії руху частинки в газолазерному потоці.....	113
3.6.2. Моделювання нагріву частинки в газолазерному потоці.....	114
3.6.3. Практична реалізація та аналіз отриманих експериментальних результатів.....	121
3.7. Підвищення ефективності лазерного нагріву металевих і не металевих частинок в умовах гібридної лазерно-полум'яної обробки.....	123
3.7.1. Моделювання газодинамічних процесів з використанням фурми з газополум'яним нагрівом.....	124
3.7.2. Дослідження нагріву металевих (неметалевих) частинок в полі лазерного випромінювання, в тому числі з накладенням газополум'яного джерела нагріву .....	133
ВИСНОВКИ .....	137
<b>РОЗДІЛ 4 ОТРИМАННЯ КОМПОЗИЦІЙНОГО ТА ПОРИСТОГО МАТЕРІАЛУ ЛАЗЕРНО-ЛИВАРНИМ МЕТОДОМ .....</b>	<b>141</b>
4.1 Отримання композиційного матеріалу на основі сплаву АК7 і частинок Р6М5 .....	141
4.2 Отримання пористого матеріалу лазерно-ливарним методом на основі сплаву АК7 і частинок заліза.....	143
4.3 Дослідження фізико-механічних властивостей композиційного і пористого матеріалів із застосуванням лазерної обробки .....	148
ВИСНОВКИ.....	151
<b>ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ .....</b>	<b>153</b>
<b>СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ.....</b>	<b>156</b>
<b>ДОДАТОК А. Акт впровадження результатів роботи.....</b>	<b>171</b>

## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

$T$  – температура, °C

КМ – композиційний матеріал,

АЕ – армуючі елементи,

$\theta$  – крайовий кут змочування, град,

$\sigma_{т-г}$  – питома вільна енергія на границях поділу тверде тіло – газ,

$\sigma_{т-р}$  – питома вільна енергія на границях поділу тверде тіло – рідина.

$\mu_t$  - довжина перемішування Прандтля,

$T$  – температура, °C

$Q_{г.сум.}$  – сумарна витрата газу, кг/с

$Q_{тр}$  – витрата газу, що транспортує частинки, кг/с

$Q_{уск}$  – витрата газу, що прискорює частинки, кг/с

$Q_{Сж.}$  - витрата рідини, що зливається, кг/с

$Q_{Пж.}$  - витрати рідини, що подається, кг/с

$H_1$  – значення параметра газо-рідинної області, мм

$H_2$  – глибина каверни, мм

$H$  – рівень нерухомої рідини в реакторі, мм

$\rho$  – густина матеріалу, кг/м<sup>3</sup>

$W$  – густина потужності лазерного випромінювання, Вт / м<sup>2</sup>

$P$  – повна потужність лазерного випромінювання, Вт

$A$  – поглинаюча здатність

$F$  – фокусна відстань лінзи, мм

$h$  – відстань від фурми до поверхні рідини, мм

$K$  – величина враховує газонасиченість рідини, %

$\omega$  – кутова швидкість обертання частинки, рад/с

$t_0$  – початковий момент часу, с

$d_p$  – діаметр частинки, мкм

$Q_{пор}$  - витрата порошку, кг/с

$V$  – швидкість руху частинки в газовому потоці, м/с

## ВСТУП

**Актуальність теми.** На сучасному етапі розвитку науки і техніки виникла потреба в нових нетрадиційних матеріалах з підвищеними трибологічними і фізико-механічними властивостями та в створенні на їх основі технологій виробництва деталей і машин. Удосконалення технологічних процесів одержання композиційних матеріалів (КМ) є однією з найважливіших умов промислового виробництва. Актуальною проблемою при цьому є розробка нових високоефективних способів отримання КМ, як на основі традиційних способів замішування (просочення, осадження), так і принципово нових схем з використанням концентрованих джерел енергії, наприклад, лазерного випромінювання. Крім того, для задоволення постійно зростаючих потреб необхідно розробляти такі технології отримання КМ, які дозволяють легко управляти всім комплексом фізико-механічних характеристик нового матеріалу, що прямо залежать від теплових, гідро- і газодинамічних параметрів процесу отримання КМ.

Найбільш перспективним напрямком є розробка нових гібридних методів отримання литих дискретно армованих КМ, що дозволяють поєднати переваги використання концентрованих джерел енергії з високоефективними традиційними ливарними технологіями, а також створення спеціалізованих пристроїв для практичної реалізації даного процесу. Рішення такого складного завдання як в науковому, так і в технічному відношенні проблеми неможливо без проведення комплексу теоретичних досліджень, математичного опису та комп'ютерного моделювання гідродинамічних процесів формування суспензійного розплаву при взаємодії лазерного випромінювання з частинками в газолазерному потоці, що і є центральним завданням цієї роботи.

**Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.** Дисертаційна робота виконана у Фізико-технологічному інституті металів та сплавів НАН України в рамках Державних науково-технічних програм «Розробка методів одержання та дослідження закономірностей формування

багатошарових виробів на основі ливарних технологій і висококонцентрованих джерел енергії» (№ ДР 0111U000081, 2011-2013 рр.); «Дослідження особливостей формування багатошарових виробів на основі ливарних методів та фізико-хімічної обробки, в тому числі з композиційними шарами при різних методах їх одержання» (№ ДР 0112U001231, 2012-2016 рр.); «Розробка науково-технологічних основ отримання багатокомпонентних і композиційних сплавів і виробів з них на основі ливарних процесів з використанням концентрованих джерел енергії» (№ ДР 0214U002121, 2014-2016 рр.); «Створення науково-технічних засад одержання композиційних матеріалів та багатошарових виробів з використанням високотемпературних та електромагнітних дій на метал» (№ ДР 0117U002602, 2017-2019 рр.); «Розробка новітнього гібридного-СВС методу отримання біметалевих елементів конструкцій обладнання для будівельної та гірничодобувної промисловості з подовженим терміном експлуатації» (№ ДР 0116U006495, 2016-2020 рр.); науково-дослідної роботи молодих учених НАН України «Розробка гібридного ливарно-лазерного методу отримання литого композиційного матеріалу» (№ ДР 0117U003436, 2017-2018 рр.); науково-дослідної роботи для молодих учених НАН України «Створення науково-технологічних засад отримання дисперсно-зміцнених литих композиційних матеріалів з використанням концентрованих джерел нагріву» (№ ДР 0119U102363, 2019-2020 рр.).

**Мета роботи** – безперервне отримання литого композиційного матеріалу методом формування суспензійного розплаву, армованого металевими (неметалевими) частинками, нагрітими концентрованим джерелом енергії.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі завдання:

1. Провести аналіз технологічних можливостей, переваг і недоліків відомих способів отримання литого дисперсно-зміцненого композиційного матеріалу (КМ) та визначити межі його раціонального застосування.
2. Розробити метод безперервного отримання литого дисперсно-зміцненого композиційного матеріалу в основу якого покладено використання

ливарних процесів і лазерної обробки. Обґрунтувати необхідність використання лазерної обробки частинок в ливарних процесах при безперервному отриманні дисперсно-армованих КМ. Дослідити та описати технологічні схеми безперервного формування суспензійного розплаву з подальшим отримання композиційного та пористого матеріалу.

3. Провести теоретичні і експериментальні дослідження теплових, газо- і гідродинамічних процесів утворення суспензійного розплаву в реакторі змішування. Оптимізувати геометричні параметри реактора та технологічні режими процесу отримання КМ.

4. Розробити та дослідити методи замішування металевих та неметалевих частинок в розплав. Створити найбільш оптимальні термодинамічні умови для формування суспензійного розплаву.

5. Виконати розробку технологічного обладнання для гібридного ливарно-лазерного методу отримання КМ.

**Об'єкт дослідження** – технологічні процеси отримання литого композиційного матеріалу з застосуванням лазерного випромінювання.

**Предмет дослідження** – закономірності термо-, гідро- та газодинамічні процесів безперервного формування суспензії в рухомому потоці металевого розплаву в умовах комплексної дії кількох джерел енергії з метою отримання дисперсно армованого композиційного матеріалу.

**Основні методи досліджень** включали аналітичну оцінку наявної науково-технічної інформації та теоретичні дослідження з проблем отримання литого композиційного матеріалу, металографічний, мікрорентгеноспектральний аналізи, механічні випробування, фізичне і математичне моделювання, натурні експерименти.

**Наукова новизна одержаних результатів.** У дисертаційній роботі проведено комплексні дослідження процесів формування суспензійного розплаву з використанням лазерного випромінювання. Наукова новизна отриманих результатів полягає в наступному:

1. Вперше запропоновано лазерно-ливарний метод безперервного отримання дисперсно-армованих КМ з оптимальним співвідношення композиційної складової (до 10% в об'ємі) на основі формування суспензійних розплавів у проточних реакторах змішування з різними умовами змішування (накладання відцентрових сил або вимушеного перемішування), та доведено необхідність використання лазерного випромінювання для нагріву частинок в газопорошковому потоці, що дозволяє отримати якісний зв'язок між армуючими елементами і матрицею литого КМ.

2. З метою реалізації безперервних процесів в реакторах змішування при наповненні-зливу рідини, збурення її поверхні газопорошковим потоком та додаткових умовах накладання зовнішніх сил впливу на розплав (механічного обертання реактора (в інтервалі  $0-160 \text{ хв}^{-1}$ ) та тиску) визначено, що оптимальною формою твірної поверхні реакторів є крива у вигляді еліптичного параболоїду обертання. Для різних реакторів змішування вперше отримано залежності зміни форми поверхні рідини, яка піддається впливу газолазерного та рідинного потоків від витрати газу, швидкості подачі та обертання рідини.

3. Показано, що керування розташуванням фокусу лазерного випромінювання відносно перетяжки газопорошкового потоку дозволяє змінювати інтенсивність та тривалість лазерної обробки частинок. Визначено, що форма газопорошкового потоку впливає на геометричні розміри каверни і ступінь розсіювання частинок по поверхні розплаву, що залежать від конструкції фурми та її розташування відносно поверхні розплаву.

4. Встановлено особливості конвекційного, лазерного та їх сумісного нагріву (металевих і неметалевих) частинок в газопорошкових потоках, в залежності від потужності лазерного випромінювання, траєкторії руху, лінійної та кутової (власного обертання) швидкості, їх фізичних параметрів та розмірів. Вперше доведено, що оптимальне додаткове накладання газо-полум'яного джерела нагріву (застосування горючої суміші газів «повітря-пропан») спільно з лазерною обробкою дозволяє:

- підвищити ефективність використання лазерного випромінювання;

- збільшити на 20-30% загальну температуру частинок;
- розширити інтервал керування їх нагрівом;
- створити захисне середовище на умовах сформованої течії газових продуктів реакції горіння в області від фурми до поверхні розплаву.

5. На основі лазерно-ливарного методу отримання КМ вперше розроблено механізм одержання пористого матеріалу з рівномірно розподіленою пористістю (5-17%). Механізм базується на взаємодії нагрітих лазерним випромінюванням газонасичених частинок з розплавом, в процесі якої відбувається їх повне або часткове розчинення з виділенням газу, який стає центром пороутворення в матриці матеріалу. Встановлені закономірності зміни кількості та розмірів пор в залежності від швидкості кристалізації розплаву.

#### **Практична цінність результатів роботи.**

1. Розроблено технологічне обладнання для реалізації лазерно-ливарного методу отримання литого композиційного матеріалу на основі кольорових сплавів.
2. Створено нові конструкції реакторів змішування, де відбувається безперервне формування суспензії, для різних технологічних прийомів переміщення розплаву та армуючих частинок.
3. Розроблено конструкцію фурми лазерної обробки газопорошкового потоку з додатковим нагрівом частинок та розплаву газополум'яним джерелом енергії, яке забезпечує створення захисного середовища.
4. Визначено оптимальні режими лазерного нагріву металевих та неметалевих частинок, які дозволяють забезпечити їх часткове оплавлення.
5. Отримано нові КМ на основі алюмінієвого сплаву АК7 з металевими включеннями армуючих частинок Р6М5 та бронзи Бр. ОЦС 5-5-5 з частинками зі сталі марки Сталь 20.
6. Одержано експериментальні зразки пористого матеріалу на основі сплаву АК-7 з рівномірно розподіленою пористістю.

**Особиста участь автора** в одержанні наукових та практичних результатів, що викладені в дисертаційній роботі.

В дисертаційній роботі особисто автором: проаналізовано та вивчено наукову літературу з теми дисертації; проведено фізичне та комп'ютерне моделювання формування суспензії на основі металевих розплавів; досліджено та описано нагрівання металевих та неметалевих частинок, що рухаються в полі лазерного випромінювання, встановлено закономірності лазерного нагріву частинки в залежності від швидкості та траєкторії її руху, термодинамічних параметрів частинки, потужності лазерного випромінювання та умов нагріву, кутової швидкості власного обертання частинки та її розмірів; розроблено рекомендації по використанню раціональних режимів технологічного процесу. За участю наукового керівника проведено планування експериментальних робіт, сформульовано завдання та висновки роботи, підготовлено матеріали для публікацій. Спільно у співавторстві автор брав участь у розробці технологічного обладнання для гібридного лазерно-ливарного методу безперервного отримання дисперсійно-зміцнених композиційних матеріалів та проведенні експериментальних досліджень з отримання композиційних матеріалів.

Дисертаційна робота виконана у відділі концентрованих енергетичних впливів Фізико-технологічного інституту металів та сплавів НАН України під керівництвом докт. техн. наук, професора, завідувача відділом концентрованих енергетичних впливів ФТІМС НАН України Лихошви В. П.

Робота є результатом самостійних досліджень Тимошенка А. М.

**Апробація результатів дисертації.** Основні положення і результати дисертаційної роботи пройшли апробацію на наступних національних і міжнародних семінарах, конференціях і форумах, та презентувались у збірках наукових праць:

- міжнародна науково-технічна конференція «Перспективные материалы, покрытия и технологии. Предельные состояния элементов конструкций», – Севастополь, – 2009;

- IV науково-практична конференція молодих вчених України «Нові ливарні технології і матеріали у машинобудуванні», – Київ, – 2012;



- XIII міжнародна науково-практична конференція «Литво. Металургія. 2017», – Запоріжжя, – 2017;

- XIV міжнародна науково-практична конференція «Литво. Металургія. 2018», – Запоріжжя, – 2018;

- VII науково-практична конференція молодих вчених України «Нові ливарні технології і матеріали у машинобудуванні», присвячена 60-й річниці ФТІМС НАН України та 100-й річниці Національної академії наук України, – Київ, – 2018;

- XV міжнародної науково-практична конференції «Литво. Металургія. 2019» – Запоріжжя. – 2019;

- міжнародна науково-практична конференція "МАШИНОСТРОЕНИЕ И МЕТАЛЛООБРАБОТКА" – Могилів та Бобруйськ, Білорусь. – 2019.

**Публікації.** За результатами досліджень опубліковано 22 наукових праць, у тому числі, 11 статей у наукових фахових виданнях (з них 4 статті у виданнях іноземних держав), 4 патенти на корисну модель, 7 тез доповідей в збірниках матеріалів конференцій.

**Структура та обсяг дисертації.** Дисертація викладена на 171 сторінках, складається із вступу, чотирьох основних розділів, основних висновків, додатків та списку використаних джерел з 133 найменувань. Робота містить 51 рисунки, 20 таблиць.

## РОЗДІЛ 1

### АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ ПРОБЛЕМИ ОТРИМАННЯ СУСПЕНЗІЙНИХ РОЗПЛАВІВ З ВИКОРИСТАННЯМ КОНЦЕНТРОВАНИХ ДЖЕРЕЛ ЕНЕРГІЇ

#### 1.1 Аналіз існуючих підходів і результатів досліджень процесів отримання литих композиційних матеріалів

Розвиток сучасної техніки неможливий без створення і освоєння нових високоефективних матеріалів, які відповідають постійно зростаючим вимогам і здатних успішно працювати в жорстких умовах експлуатації. Необхідно відзначити, що можливості підвищення фізико-механічних і експлуатаційних властивостей традиційних сплавів до теперішнього часу практично вичерпано. Істотні резерви в підвищенні цих властивостей відкриваються при реалізації в матеріалі принципу армованої гетерофазної структури. Вказаним вимогам повною мірою відповідають металоматричні композиційні сплави (МКС) [1-2].

Композиційні матеріали є особливим класом гетерофазних матеріалів функціонального і конструкційного призначення, що складаються з металевої основи (матриці), армованої рівномірно (або заданим чином) розподіленими тугоплавкими високомодульними частинками (волокнами, шарами) ендогенного або екзогенного походження, які розчиняються, частково розчиняються або зовсім не розчиняються в матриці металевого розплаву при заданій температурі їх отримання та мають якісний зв'язок з матричним сплавом. Такі матеріали відрізняються від традиційних сплавів підвищеними фізико-механічними та експлуатаційними властивостями, в тому числі високою міцністю, демпфрованою здатністю, жароміцністю, зносостійкістю в умовах сухого і абразивного зносу в більш високому температурно-силовому інтервалі експлуатації.

Для композиційних матеріалів згідно роботи [3] було обрано такі класифікаційні ознаки: геометрія компонентів; розташування компонентів

(схема армування); природа компонентів.

Композиційні матеріали отримують методами твердофазного суміщення матриці і волокон, рідкофазного суміщення, а також газофазного, хімічними і електрохімічними методами [3].

Слід зазначити, що значне місце в машинобудуванні серед інших КМ займають композиційні матеріали, отримані методами лиття [1-12].

Ливарні технології отримання композиційних матеріалів такі як методи інфільтрації, механічного замішування частинок в розплав, лиття гетерофазного сплаву та інші мають ряд істотних переваг, головні з яких: можливість отримання виробів складної конфігурації з мінімальною подальшою обробкою або без неї; обмежений силовий вплив на крихкі компоненти; широка номенклатура компонентів; спрощене апаратне забезпечення; висока продуктивність і можливість механізації; реалізація безперервних технологічних процесів. Крім цього, за допомогою ливарних методів можна виготовляти такі КМ, які іншими методами виготовити або неможливо, або нерационально.

*1.1.1 Фізико-технологічні аспекти отримання дисперсно-зміцнених композиційних матеріалів на основі ливарних технологій.* Структура литого композиційного виробу формується під дією трьох груп чинників: фізико-хімічних, конструктивних і технологічних. Основними факторами в першій групі є фізико-хімічні властивості армуючих елементів і матриці, характер їх взаємодії, умови та характер кристалізації і твердіння. До другої групи належать параметри армування, геометричні параметри армуючих елементів і геометричні параметри литих заготовок. До третьої - підготовка поверхні армуючих елементів, спосіб приготування розплаву матриці, спосіб лиття композиту, подальша обробка литої заготовки [12].

Принциповим питанням створення композиційних матеріалів є можливість контролю процесів фізико-хімічної взаємодії на границі «матриця – зміцнювач». Без вирішення цієї проблеми не можна розраховувати на успіх при розробці композитів. Процеси на міжфазних границях визначаються будовою

речовини. Без вивчення цих процесів неможливо запропонувати шляхи, що перешкоджатимуть розвитку небажаної взаємодії компонентів композиту [12].

При отриманні КМ в високотемпературній області суміщення твердих армуючих елементів (АЕ) і рідкої металевої матриці (М) більшість різнорідних матеріалів, що мають практичний інтерес, є термодинамічно несумісними, тобто здатними вступати в хімічну і дифузійну взаємодію. У практиці композиційного лиття як альтернативу використовують принцип кінетичної сумісності, коли компоненти КМ знаходяться у стані метастабільної рівноваги протягом досить обмеженого часу і їх взаємодія не робить негативного впливу на властивості композиції [13-16].

Залежно від природи фаз, виду міжфазної взаємодії та інших факторів в литих КМ встановлено шість можливих типів зв'язку компонентів: механічний, шляхом змочування і розчинення, реакційний, обмінно-реакційний, окісний, змішаний [12, 17].

*Механічний зв'язок.* При повній відсутності будь-якої взаємодії між матрицею і армуючими елементами як в процесі формування, так і в подальшій обробці і експлуатації, утворюється механічний зв'язок, міцність якого визначається величинами нормальних тисків, що сформувався під впливом усадки матриці і розширення (звуження) армуючих елементів. Механічний зв'язок може утворитися при механічному зчепленні (наприклад, в разі борних волокон зі структурою кукурудзяного качана) або через тертя, що виникає між волокном і матрицею при стисненні останньої. При руйнуванні подібного з'єднання його міцність буде також залежати від тертя між армуючими елементами і матрицею. Відповідно сила зчеплення буде визначатися наявністю виступів або впадин на поверхні (рельєфом) армуючих елементів (матриці). Для більшості хімічних складів литих композитів, у яких компоненти розрізняються по величинам термічних коефіцієнтів лінійного розширення або мають шорстку поверхню, механічний зв'язок між армуючими елементами і матрицею може бути присутній і в будь-якому іншому вигляді взаємодії.

Даний тип зв'язку найменш міцний. Навіть при великому тиску усадки

між армуючими елементами і матрицею залишається відносно широка границя розділу і може утворюватися зазор. Наявність таких недосконалостей в структурі (концентраторів напружень) призводить до низького опору литих КМ динамічним навантаженням.

*Зв'язок шляхом змочування і розчинення.* Використання рідкофазних методів для виготовлення композиційних матеріалів, які передбачають контакт розплаву матричного матеріалу з більш тугоплавкими волокнами, вимагає змочування. Одним з основних умов формування литих КМ є змочування армуючих елементів розплавом матриці і заповнення їм пор, капілярів та інших пустот. Змочування розплавом призводить до тісного контакту фаз - необхідної умови для розвитку процесів хімічної взаємодії на границі розділу. Енергетичні умови змочування визначаються тим, що будь-яка термодинамічна система найбільш стійка при мінімумі вільної енергії і будь-який процес, що викликає її зменшення, буде термодинамічно виправданий, а при змочуванні зменшується поверхневий натяг на границі розділу фаз.

Для забезпечення змочування крайовий кут повинен становити менше 90°. Ця величина кута характерна також і для розчинення. Якщо припустити, що змочування супроводжується невеликим розчиненням, то цей тип зв'язку охоплює обидва граничних випадки взаємної розчинності. Для утворення зв'язку шляхом змочування і розчинення поверхню компонентів необхідно очистити від адсорбованих газів і забруднень перед їх контактом.

Дотримання вимоги змочування забезпечує максимальну площу контакту волокон з матрицею при рівноважних умовах, що, в свою чергу, дозволяє здійснювати більш ефективну передачу напружень волокнам. При відсутності змочування значно зростає ймовірність утворення пустот і ділянок слабого з'єднання компонентів композиції по границі між ними, що призводить до зниження її міцності.

Основною умовою змочування при мимовільному просоченні є зменшення вільної енергії системи. Основним критерієм змочування є умова:

$$\sigma_{т-г} - \sigma_{т-р} > 0, \quad (1.1)$$

де  $\sigma_{т-г}$ ,  $\sigma_{т-р}$  – питомі вільні енергії на границі розділу тверде тіло – газ і тверде тіло – рідина відповідно.

З умови рівноваги лежачої краплі, яка має вигляд:

$$\cos \theta = (\sigma_{т-г} - \sigma_{т-р}) \sigma_{р-г}, \quad (1.2)$$

можна знайти умову мимовільного просочення:

$$\sigma_{р-г} \cos \theta > 0, \quad (1.3)$$

де  $\theta$  – крайовий кут змочування, відлічуваний з боку рідкої фази. При  $\theta < 90^\circ$ ,  $\cos \theta > 0$  можливе мимовільне просочення. Якщо  $\theta$  незначно менше  $90^\circ$ , то рушійна сила процесу просочення невелика, і необхідно прикладати додатковий тиск.

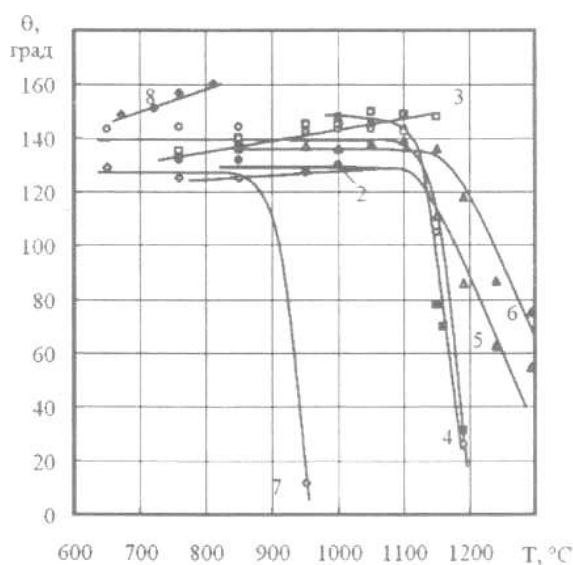


Рисунок 1.1 – Вплив температури на контактні кути змочування розплавом АЛ-25 різних матеріалів: 1 - корунд, 2 - кам'яне лиття, 3 - фторфлогопід, 4 - карбід кремнію, 5 - шамот, 6 - графіт, 7 - мідь, 8 - латунь ЛС 59- 1

Дослідження міжфазної взаємодії в системах алюмінієвий розплав - мінерали (корунд, базальт, фторфлогопит, карбід кремнію, алюмосиликат, графіт, мідь, латунь ЛС59-1) проводили на автоматизованій установці обробки профілю краплі [18-19]. Результати визначення контактного кута змочування показали, що на високомодульних підкладках до температури  $1000^\circ \text{C}$  змочуваність низька (таб. 1.1). При температурах вище  $1100^\circ \text{C}$  практично всі досліджені підкладки змочуються алюмінієвим розплавом, що свідчить про необхідність значного перегріву розплаву або застосування додаткових зусиль

для консолідації композиційних складових.

Таблиця 1.1

Робота адгезії і кути змочування досліджених підкладок з алюмінієвим сплавом

Матеріал підкладок	Температура досліджень, °С	Контактний кут змочування, градус	Робота адгезії, м Дж / м <sup>2</sup>
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1150	105	537
	1190	26	1358
Кам'яне лиття	1050	138	194
Фторфлогопіт	1150	148	110
Карбід кремнію (α-SiC)	1100	145	139
	1050	78	876
Алюмосилікат	1150	111	465
Графіт	1190	118	379
	1240	87	737
Мідь	850	125	341
	950	12	1553

В роботах [13, 20] розглянуто два технологічних режими просочення сталевих гранул мідним сплавом. Перший полягає в попередньому нагріві сталевих гранул в ливарній формі і наступним просоченням із заданою температурою («ізотермічне» просочення). Другий режим просочення – сталеві гранули в ливарній формі перебувають без попереднього нагріву.

Визначили, що найбільш ефективний метод композиційного лиття - ізотермічне просочення, коли пориста насадка зі сталевих гранул попередньо нагрівається до  $T_{\text{лікв}}$  або  $1,1-1,3 T_{\text{лікв}}$ . В цьому випадку просочення матричним сплавом іде по всій площині контакту нагрітої пористої насадки зі сталевих гранул з рідким матричним сплавом, що в міру нагрівання і плавлення мідного

сплаву шихтової заготовки, температурно-часової витримки в печі забезпечує якісне просочення.

*Реакційна зв'язок* виникає в тому випадку, коли на поверхні розділу між волокном і матрицею в результаті реакції утворюється нова хімічна сполука, наприклад, диборид титану на границі між бором і титаном.

*Обмінно-реакційний зв'язок* - це особливий випадок реакційного зв'язку, коли при об'єднанні матричного матеріалу з волокном можуть відбуватися кілька типів хімічних реакцій. Наприклад, реакцію між титано-алюмінієвим твердим розчином і бором можна представити як двостадійну.

*Окисний зв'язок.* Розгляд цього виду зв'язку не вимагає введення нових принципів, що відрізняються від тих, які були сформульовані раніше. Однак відсутність детальних досліджень механізмів зв'язку спонукає виділити цей тип в окрему групу.

В результаті розчинення обох оксидів або взаємодії між ними на поверхні розділу утворюється продукт реакції у вигляді окисної плівки. Остання і забезпечує зв'язок в цій системі, що відноситься до псевдопершого класу.

*Змішаний зв'язок.* Можливо, цей тип зв'язку найбільш важливий, так як одним з його джерел є перехід від одного типу зв'язку до іншого.

*Матеріали.* При виборі матеріалів для виготовлення будь-якої композиції основною умовою є фізико-хімічна сумісність компонентів, яка зводиться до наступного:

- при виготовленні і в умовах експлуатації компоненти не повинні утворювати ні хімічних сполук, ні твердих розчинів, які можуть знизити міцність армуючих елементів;
- для обраних компонентів повинні існувати методи створення міцного зв'язку між матрицею і волокном;
- відмінності між коефіцієнтами термічного розширення компонентів не повинні викликати руйнування або розтріскування будь-якої складової в умовах даної композиції;
- отримана композиція повинна мати кращі показники по питомій



міцності і жорсткості, ніж монолітні матеріали, які використовуються при даних умовах;

- композиція повинна бути сумісна з робочим середовищем;
- композиції повинні бути економічно більш ефективними, ніж існуючі матеріали (економічний ефект при використанні композицій буде досягатися завдяки зменшенню ваги і збільшенню терміну служби виробів з композиційних матеріалів) [12, 21].

Для отримання виробів з литих КМ в якості матричних використовують алюміній, мідь, цинк та інші метали, сплави різних марок на їх основі. Як армуючі елементів литих КМ застосовують металеві, вуглецеві та керамічні добавки. Керамічні дискретні добавки можуть складатися з карбідів (карбіди кремнію, бору, титану), нітридів (нітрид кремнію), оксидів (оксиди алюмінію, цирконію, магнію, кремнію), тугоплавких сполук або силікатних матеріалів. До складу литих КМ триботехнічного призначення в якості твердих мастил вводять частинки графіту, дисилицида молібдену, нітриду бору, слюди, тальку, сульфідів та інших сполук, що мають складну структуру і низьку твердість. Армована фаза застосовується у вигляді порошків (1-20 мкм), дискретних (коротких) частинок, гранул (20-500 мкм) або довгих волокон дротів зазвичай в кількості 5-20% об., В макрогетерогенних композитах «сталь-мідь» - до 50-70%. Останнім часом розпочато роботи по застосуванню гібридних наповнювачів з складовими наноструктурних розмірів 10-100 нм [13].

#### *1.1.2 Принципи конструювання металокомпозитів.*

Металоматричні КМ відрізняються рядом особливостей будови гетерофазної структури:

- I група литі КМ по структурі відповідає правилу Шарпі: складається з пластичної металевої матриці, в якій розподілені тверді і тугоплавкі високомодульні армуючі елементи у вигляді дискретних ізольованих включень, наприклад, сталевих гранул, неметалічних частинок [22-25];
- II група литі КМ складається з металевої матриці, що містить в структурі більш м'які включення сульфідів, графіту, пор [26-27].

Гетерофазна структура, що відповідає правилу Шарпі (м'яка матриця з рівномірно розподіленими твердими армуючими частками), при навантаженні тертям зумовлює утворення в контактному шарі оптимальних вторинних структур, що забезпечують нормальний процес тертя в широкому температурно-силовому інтервалі. У литих КМ II групи виділилася в процесі кристалізації сплавів м'яка, пластична фаза при терті ковзання виконує функцію твердого змащення.

Для литих КМ I групи висока міцність досягається за рахунок армування алюмінієвої матриці високомодульними дискретними елементами, а досить висока в'язкість руйнування забезпечується пластичною матрицею і специфічним механізмом розсіювання енергії руйнування композиції. Встановили важливі переваги: завдяки релаксації напружень та пластичного зсуву на границі розділу «матриця - армуючий елемент» невелика тріщина, яка веде до руйнування виробу в композиті не поширюється по всьому перетину. Схильність армуючих елементів до агломерування або розчинення внаслідок інертності при підвищених температурах проявляється в меншій мірі, ніж зміцнюючих часток або скупчень атомів в гомогенних сплавах що кристалізуються. Теоретично литі КМ на металевій основі здатні працювати при температурах на кілька десятків градусів нижче  $T_{\text{плав}}$  матриці.

До найбільш поширених методів отримання литого композиційного матеріалу є методи замішування частинок в розплав, просочення та in-situ.

Ранні експерименти з отримання композиційного матеріалу були націлені на створення систем Al-графіт, Al-SiC і Al-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> механічним замішуванням армуючих частинок в розплав алюмінію [28].

Значний внесок у розвиток теорії і практики лиття композиційних сплавів вносять роботи американських вчених М. Флемінгза і Р. Мерабяна [29-31], що заклали основи сучасних уявлень про кристалізацію ливарних композицій і спрямовані на отримання литих композитів систем Al-графіт і Al-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

В роботі [32] запропонований спосіб введення частинок карбиду кремнію в алюмінієвий розплав в процесі плавки у вигляді таблеток і спосіб їх

виготовлення. Рівномірний розподіл дисперсної фази SiC в розплаві силумінів забезпечується перемішуванням. Перемішування алюмінієвих розплавів в процесі плавки проводили вручну за допомогою пристосування, що представляє собою сталевий лист розмірами 40 x 5 x 1000 мм. Необхідна кількість обертів мішалки, при якому досягається рівномірний розподіл дисперсної фази SiC у всьому об'ємі розплаву в тиглі, визначили за критеріальною залежністю згідно роботи [33] з урахуванням геометричних параметрів мішалки, тигля, фізичних параметрів дисперсійного середовища і дисперсної фази.

Значний практичний інтерес представляє одержання функціонально - армованих (градієнтних) композиційних сплавів. У роботах [34-36] для отримання литих заготовок з градієнтною структурою використаний метод відцентрового лиття, що дозволяє за рахунок регульованого осадження частинок в рідкометалевій суспензії забезпечити формування поверхневої зони з підвищеною концентрацією армуючих частинок.

В роботі [37] наведені результати досліджень по отриманню циліндричних втулок з АМКС, на базі сплаву А357 (системи Al-Si-Mg), відцентровим литтям. В якості армуючого наповнювача використовували частинки  $Al_2O_3$  і SiC, отримані ex-situ і суміщені попередньо з розплавом за методом stir casting (замішування).

Процес лиття під тиском (ЛПТ), який використовують в технології MC-HPDC, розробленої в Brunei Centre for Advanced Solidification Technology (Великобританія) [38], складається з етапів:

- замішування імпелером вуглецевого порошку з розміром частинок < 20 мкм (5% по масі - 3,5% за об'ємом) в Al-розплав в атмосфері аргону;
- затвердіння і повторний розігрів до заданої температури плавлення (в залежності від хімічного складу Al-матриці);
- повторне короткочасне перемішування і подача в спеціальний пристрій, що складається з гвинтових шнеків.

Твердорідка композиція, проходячи через обертові шнеки, відчуває

великі зсувні деформації, які надають подрібнюючий вплив на фази, що формуються та їх рівномірний розподіл. Після шнеків композиція потрапляє в холодну камеру пресування 280-т машини ЛПД. В результаті у твердій структурі литого виробу формуються дисперсні частинки графіту, рівномірно розподілені в Al-матриці.

В роботі [39] розроблено метод ведення тонких струменів розплаву армуючого компонента в розплав матриці. Струмені розплаву армуючого матеріалу при затвердінні утворюють систему волокон, які зміцнюють матрицю композиту.

Тигель з армуючим матеріалом знаходиться всередині іншого тигля, який призначено для матричного розплаву; в ньому так само підтримується задана температура і заданий рівень металу. У дно тигля вмонтовані керамічні циліндричні насадки, через які відбувається витікання армуючого матеріалу в матеріал матриці, що рухається в порожнині кристалізатора, де відбувається охолодження і затвердіння зливка.

Один з найпростіших варіантів методу просочення полягає в укладанні волокон в ливарну форму і заливку в неї під дією сили тяжіння розплавленого або напіврозплавленого металу матриці [40-41]. При цьому можуть бути застосовані ливарні форми, що використовуються для виготовлення виробів із звичайних металевих сплавів, і стандартне ливарне обладнання. Істотним недоліком такого методу є наявність після заливки в матеріалі порожнеч, що сильно знижують міцність композиційного матеріалу. Утворення таких пустот пов'язано з тим, що при великому (40-80 об.%) вмісті зміцнюючих волокон, які укладені в ливарну форму, відстані між ними надзвичайно малі, і тиску, що обумовлюється вагою металу, який заливається, виявляється недостатньо для повного просочення волокон. Інша важлива причина утворення пористості в матриці - відсутність живильника (випору) в такий ливарній системі, якою є окремий капіляр та відсутність, в зв'язку з цим, компенсації ливарної усадки в цьому капілярі. Застосування цього методу на практиці досить обмежене.

Значно більш широко застосовується різновидність методу просочення

розплавом при нормальному тиску - безперервне просочення пучка волокон [42-44]. Волокна просочуюся та поступають в ванну з розплавленим металом, не стикаючись один з одним, потім вони проходять через фільтру, формуючу прутки, який витягується з певною швидкістю, що забезпечує на виході затвердіння матриці з волокном. При витягуванні прутки може мати різну ступінь закрутки на одиницю довжини. Така технологія дозволяє змінювати вміст волокна, забезпечуючи при цьому рівномірний розподіл волокон в поперечному перерізі. Даним методом можливо отримувати матеріал у вигляді прутків, труби, листа, стрічки, або різного профілю, однак даний метод не дозволяє отримувати фасонні вироби складної конфігурації.

Для отримання композиційних матеріалів, армованих дискретними волокнами, застосовують спосіб введення дискретних волокон в тигель з розплавленим металом, що знаходиться в печі, яка створює його інтенсивне обертання (патент США № 3753694, 1973 г.) [45]. При цьому волокна вводяться в утворену при обертанні в розплаві воронку. У процесі обертання волокна розподіляються у всій масі металу, потім швидкість обертання знижується, але тільки до рівня, коли дискретні волокна ще утримуються в підвішеному стані всередині маси рідкого металу, а потім швидко охолоджують отриманий композиційний матеріал. Аналогічні матеріали можуть бути отримані із застосуванням ультразвуку. В цьому випадку дискретні волокна піддають послідовної ультразвукової обробки спочатку у внутрішній порожнині трубчастого випромінювача ультразвуку, що служить також для ультразвукової обробки розплаву, а потім безпосередньо в обсязі розплаву. Застосування ультразвуку покращує змочуваність волокон розплавом і сприяє рівномірному розподілу дискретних волокон в матриці. Обидва наведених вище способи дозволяють отримати композиційний матеріал з рівномірно розподіленими, але хаотично орієнтованими дискретними волокнами. Отримати матеріал з орієнтованими певним чином дискретними волокнами дозволяє застосування електромагнітного силового поля. Впливаючи електромагнітним силовим полем на дискретні волокна, що вводяться в струмінь розплавленого металу,

можна отримати пруток з односпрямованою структурою зміцнювача.

Розроблено метод отримання просоченням композиційного матеріалу на основі алюмінію, зміцненого волокном з карбіду кремнію [46]. Особливістю виготовлення цього матеріалу є досить висока температура розплаву, що досягає  $1050^{\circ}\text{C}$ , яка необхідна для забезпечення гарної змочуваності волокон розплавленим металом. В результаті контактної взаємодії волокна з розплавленим металом при цій температурі його міцність знижується більш ніж на 30% (з 350 до 220 кгс/мм<sup>2</sup>). Для зниження температури просочення і поліпшення змочуваності було запропоновано наносити на волокна карбіду кремнію покриття з нікелю, міді або вольфраму. Застосування покриття дозволяє знизити температуру просочення до  $700^{\circ}\text{C}$  і скоротити до декількох хвилин час просочення. Виготовлений за такою технологією матеріал з алюмінієвою матрицею (границя міцності 3 кгс/мм<sup>2</sup>, відносне подовження 40%), зміцнював на 15 об. % волокна з покриттям, мав межу міцності 24 кгс/мм<sup>2</sup> і відносне подовження 0,6%.

Більшість матеріалів, що застосовуються в якості волокон, які зміцнюють матрицю КМ або ниткоподібних кристалів, при температурах просочення в більшій чи меншій мірі схильні до окислення, в результаті якого можуть значно знизитися їх властивості. Крім того, утворення окисної плівки на поверхні зміцнюючих волокон змінює умови змочуваності волокон розплавом матриці і впливає на величину і характер міцності зв'язку на межі поділу “матриця – волокно”, тому виготовлення композиційних матеріалів методом просочування розплавом здійснюється головним чином або в захисній атмосфері, або в вакуумі. Причому вакуум у багатьох випадках є більш кращим середовищем, що активує поверхню просочуваних волокон та поліпшує умови змочуваності.

Фірмою Composite Metal Technology Ltd (Великобританія) для просочення керамічних каркасів Al-розплавами успішно використовується лиття під низьким тиском (ALPF-process) [47], що дозволяє отримувати фасонні деталі не складної конфігурації на високошвидкісному обладнанні.

Розроблено технології отримання литих композитів з високим вмістом

(до 60 об.%) армуючих частинок графіту, SiC і  $\text{Al}_2\text{O}_3$  методом примусового вакуумного просочення і з низьким вмістом армуючої фази (до 5 об.%) лігатурним методом [48].

При виготовленні композиційних матеріалів досить часто доводиться вдаватися до послідовного здійснення двох і більше технологічних процесів, наприклад: плазмового напилення і подальшого гарячого пресування, гарячого пресування і подальшої прокатки і т. д. До одного з таких комбінованих методів виготовлення металевих композиційних матеріалів відноситься і вакуумно-компресійне просочення, що поєднує в собі елементи вакуумного просочення і лиття під тиском [49-50].

В роботі [49] метод вакуумно-компресійного просочення застосовувався для отримання композиційних матеріалів на основі алюмінію, зміцненого ниткоподібними кристалами сапфіра. Ниткоподібні кристали з покриттям з титану товщиною 0,05 мкм, що запобігає розчиненню волокон в алюмінієвій матриці, та з нанесеним поверх першого покриття шаром нікелю товщиною 0,3 мкм для поліпшення змочуваності, прядінням вручну збирали в джгути діаметром 1,5-2,5 мм. Джгути укладали в форму, яку потім вакуумували і нагрівали до температури просочення  $720^\circ \text{C}$ . Просочення здійснювали під тиском водню  $-2 \text{ кгс/см}^2$ . Отримані зразки випробовували при розтягуванні. Випробування показали великий розкид міцності. Максимальна міцність при температурі  $500^\circ \text{C}$  дорівнює  $38 \text{ кгс/мм}^2$  та була отримана на композиції, що містить 30 об.% ниткоподібних кристалів сапфіра.

Відомі роботи, які показують, що одним із способів подрібнення структури армованих КМ до нанорівня є введення в композиційні розплави нанорозмірних частинок. Як зазначається в роботі [51], перспективним варіантом отримання наноструктурованих КМ є плазмова інжекція нанопорошків в металеві розплави в поєднанні з одночасним двоплощинним магнітодинамічним перемішуванням розплаву. У роботах [52-55] показано, що введення в композиційний розплав екзогенних наночастинок надає модифікуючий вплив на розмір і морфологію інтерметалідних армуючих фаз.

Як показали результати досліджень [56-62], одним з перспективних способів отримання КМ є метод об'ємного реакційного синтезу, який передбачає формування ендогенних армуючих фаз в розплаві за рахунок протікання контрольованих екзотермічних реакцій між компонентами композиційної суміші. Даний підхід може бути реалізований шляхом введення в матричний розплав пресованих порошкових брикетів, що містять реакційно-активні компоненти. При цьому управління процесом і регулювання протікання реакцій утворення ендогенних фаз можна здійснювати за рахунок додаткового введення в реакційні брикети нано- та мікророзмерних екзогенних фаз  $\text{SiC}$ ,  $\text{Al}_2\text{O}_3$  і ін., що, в свою чергу дозволяє істотно розширити функціональні можливості нових композиційних матеріалів.

Значне місце в технологічному циклі приготування ливарних композицій займає підготовка матричного розплаву. При цьому особливу увагу слід приділяти рафінуванню матриці від розчинених газів [63-67]. В іншому випадку, забрудненість матричного розплаву воднем може привести до нерівномірного розподілу і зниженню ступеня засвоєння армуючих компонентів. Багато з застосовуваних порошків можуть бути активними геттерами для водню, розчиненого в розплаві, що ускладнює перебіг процесів міжфазної взаємодії та призводить до отримання неякісних АКС.

Одна з основних проблем при рідкофазних способах суміщення дисперсних (і особливо, нанорозмірних) частинок армуючої фази - їх рівномірний розподіл в об'ємі рідкої матриці. В цьому випадку ефективними можуть бути такі фізичні види впливів, як ультразвукове, магнітогідродинамічне перемішування, магнітно-імпульсна обробка [68-69]. Ці види впливів покращують не тільки змочування поверхні частинок розплавом, а й, за рахунок виникнення інтенсивних металопотоків, розподіляють дисперсну фазу із зони її формування або введення по всьому об'єму розплаву, а також додатково модифікують структуру матричного сплаву.



## **1.2. Отримання композиційних матеріалів за допомогою концентрованих джерел енергії**

Значний інтерес представляє використання концентрованих джерел енергії для впливу на нові композиційні матеріали на основі Cu і Al [70-74]. Так, наприклад, для виготовлення втулок підшипників ковзання починають широко використовуватися композити складу: бронза + армуючі вставки на основі заліза в глобулярній та пластинчастій формі.

За своєю антифрикційною властивістю ці матеріали мають високі показники, проте, через недосконалість технології виготовлення механічні властивості цих матеріалів не відповідають сучасним вимогам. У більшості випадків такі матеріали отримують литим методом або методом спікання з отриманням достатньо високодисперсних складів, а також шляхом розпилення стандартних різнотипних цільнонатягнутих дротів на основі Fe - Al, Fe - Cu і Cu - Al, як показано в роботі [70]. Було встановлено, що зносостійкість, антифрикційні та адгезійні властивості таких покриттів досягають максимуму при наявності 30 - 50% м'якої складової в напиленному шарі. Однак, залишається незрозумілим, як такий склад композиту позначиться на морфології структури поверхневих шарів, яка визначає фізико-механічні властивості покриття.

Автори [71] отримували метастабільні псевдосплави системи сталь - мідь, що представляють собою порошкові сталі, "інфільтровані" міддю. Дані матеріали, за твердження авторів, володіють підвищеними показниками зносостійкості і опору втомного руйнування, однак найбільшою проблемою в даному випадку була розмірна неоднорідність і нерегулярність структури, а також наявність концентраторів напруги в структурі, що утворюються в процесі спікання.

В умовах тертя з високими навантаженнями, при реверсивному русі і при втомному навантаженні дані матеріали ще обмежені в своєму застосуванні.

Специфіка теплофізичних характеристик композиційних і багат шарових

матеріалів на мідній основі передбачає вплив на них з високою інтенсивністю теплового потоку для збільшення рівномірності розподілу елементів в них.

Одним з перспективних способів отримання композиційного матеріалу є пряме лазерне нанесення матеріалу, що дозволяє пошарово виготовляти металеві деталі по заданій комп'ютерної моделі в одному технологічному циклі [75-89]. На відміну від традиційних методів металообробки з видаленням матеріалу (точіння, фрезерування) або зі зміною форми (кування, штампування) при прямому лазерному нанесенні матеріалу відбувається поступове нарощування матеріалу, яке полягає в нанесенні шару матеріалу шляхом розплавлення основи і присадочного матеріалу лазерним променем. Порошковий матеріал транспортується в зону обробки потоком інертного газу. Виготовлений матеріал має механічні та фізичні характеристики, ідентичні властивостям матеріалу, отриманого традиційним куванням або литтям. Застосування цієї технології зменшує загальний час виробництва і вартість деталі. Завдяки змішуванню різних порошків під час технологічного процесу можливе отримання складних композицій з унікальними експлуатаційними властивостями [78].

В роботі [84] для адитивного процесу пошарового вирощування металевих деталей по заданій комп'ютерної моделі в одному технологічному циклі використовувалися різні суміші порошків зі сталі і карбиду титану. Побудована технологічна карта процесу виготовлення тривимірних об'єктів з композиційного матеріалу. Досліджено різні типи мікроструктури отриманого матеріалу. Розглянуто механізм утворення фаз.

Велика література зарубіжних публікацій [86-88] присвячена дослідженням методу лазерного осадження металевих і керамічних порошків з метою отримання металокерамічних композиційних матеріалів в процесах наплавлення, технологіях «Rapid Prototyping» і ін.

В роботі [88] отримання металоматричних композитів відбувається лазерним методом осадження металевих і керамічних порошків ( $\text{Ti6Al4V} + \text{TiC}$  і  $\text{Zr} + \text{TiC}$ ) поєднує їх змішання в різних об'ємних співвідношеннях з метою

створення необхідної морфології.

Раніше співробітниками ФТІМС НАН України вже проводилися дослідження по отриманню якісних композиційних матеріалів при впливі лазерного випромінювання на дисперсні порошки, що вводяться в розплави металів [89-94]. Отримано позитивні результати. Тому в подальшому слід розробити науково-технічні основи методу отримання композиційних матеріалів, вивчивши глибше і на більш високому науково-технічному рівні процеси, що протікають при взаємодії лазерного випромінювання з дисперсними матеріалами і розплавами металів.

### **1.3. Математичне і фізичне моделювання фізико-хімічних, теплових і газо-гідродинамічних процесів**

При отримання якісного дисперсно-зміцненого литого композиційного матеріалу важливим є комплексні дослідження фізико-хімічних, теплових, гідро-газодинамічних процесів формування розплаву на основі металевих суспензій та емульсій. Однак внаслідок високої температури і непрозорості експериментальних досліджень вивчення процесів таких як рух частинок в газолазерному потоці, тепло- масопереносу в об'ємі розплавленого металу в даний час мають або низьку точність, або дуже складні, в зв'язку з чим ця область ще недостатньо вивчена. Поява ЕОМ з високою обчислювальною потужністю і великою оперативною пам'яттю уможливило проведення чисельних експериментів замість натурних. При цьому для верифікації розрахунків можна використовувати доступні для експериментального вимірювання електромагнітні і відцентрові сили, поля швидкості течії і магнітної індукції.

У роботах [94-95] розглянуто фізичне моделювання траєкторії руху частини в газолазерній потоці. Досліджено конструкції фурм для подачі сипучих матеріалів. Визначено профілі областей розподілу часток порошкового матеріалу на поверхні підкладки.

Для більш повного розуміння процесу формування газопорошкового потоку в каналі фурми або сопла, визначення факторів, що впливають на форму профілів областей розподілу часток порошку в просторі, ступінь закручування потоку і інші, в роботах [96-109] проведено чисельне моделювання. Застосування комп'ютерного моделювання дозволило встановити, що на умови нагрівання частинок в фурмі впливають такі параметри: конструктивні особливості фурми, газодинамічні параметри руху двофазного потоку, його густина і розподіл часток у потоці, оптичні та енергетичні параметри лазерного випромінювання, відстань до мішені.

Дослідження процесів взаємодії газових потоків, що подаються за допомогою фурми, з рідкими середовищами проводилися в роботі [97]. У даній роботі проведено порівняння результатів експериментальних досліджень і математичного моделювання. Відповідність розрахункових і експериментальних даних дозволяє адекватно аналізувати гідродинамічний стан зони взаємодії.

В роботі [103-104] розглянуті процеси формування каверн при заглибленні газових потоків в рідкі середовища. Досліджено зміни форм і розмірів робочих зон каверн в залежності від зміни параметрів газового потоку.

Розробці методики розрахунку оптимальної геометрії кутів утворюють коаксіального сопла, яка дозволяє управляти формою і поперечною концентрацією порошку в зоні лазерної обробки присвячена робота [105]. Сутність даної методики полягає у визначенні трьох оптимальних кутів, що утворюють сопла, які дозволяють регулювати дисперсний склад порошкової суміші в зоні сфокусованого лазерного випромінювання. Розрахунок проводився з використанням методу Ейлера.

У роботах [106-109] виконані чисельні розрахунки двофазної течії в умовах заглиблення фурми, що дозволяють встановити вплив нагріву газоносія на зміну тиску, швидкості і об'ємної частки фаз уздовж і в вихідному перетині фурми за умови зміни концентрації, а також розміру часток в широкому діапазоні.

При отриманні композиційного матеріалу не менш важливим є вивчення гідродинамічних процесів, що протікають в розплаві за допомогою методів фізико-математичного моделювання.

Для опису гідродинамічних явищ, що відбуваються в металевому розплаві, використовують математичні моделі, які базуються на рівняннях Нав'є-Стокса в наближенні Буссінеска, що враховують зміну густини розплаву в неоднорідному температурному полі. Ці рівняння включають в себе: рівняння нерозривності (закон збереження маси) і рівняння імпульсу (закон збереження імпульсу). Як правило, спільно з рівняннями Нав'є-Стокса розв'язуються рівняння тепло- і масопереносу [110-120]. Ці закони, записані у вигляді диференціальних рівнянь в частинних похідних, вирішуються методом кінцевих елементів із застосуванням стандартних пакетів для комп'ютерного моделювання руху рідини (ANSYS, FEMINA, Comsol, FLOW, PHOENICS і інше) або за допомогою самостійно розроблених програм, що реалізують цей метод. Особливо слід звернути увагу на те, що дослідниками застосовуються різні підходи для розрахунку турбулентності руху розплаву. Найчастіше застосовується стандартна  $k-\epsilon$  модель [121-122].

В роботі [112] приведена послідовність етапів, які виконуються при комп'ютерному моделюванні процесів перемішування сталі в ковші при продувці інертним газом з використанням прикладного пакету ANSYS. Представлені результати вирішення задачі моделювання в двовимірній постановці для ківшів різної ємності. Дана класифікація режимів перемішування сталі при продувці через одне і два продувних пристроїв.

На основі комп'ютерного моделювання в роботі [113] встановлено, що при нагріванні і охолодженні розплаву алюмінію в ківші, здійснюється його перемішування в результаті виникнення теплової конвекції. Розраховано параметри зон перемішування рідкого металу - температура і швидкість руху розплаву.

У статті [123] розглянуто моделювання в програмі FLOW-3D процесу отримання композиційних матеріалів (КМ) механічним замішуванням

відцентровим способом лиття.

В роботі [124] розглянуто метод ведення тонких струменів розплаву армуючого компоненту в розплав матриці. Струмені розплаву армуючого матеріалу при затвердінні утворюють систему волокон у твердій матриці. В роботі сформульована детермінована математична модель спільного руху струменів армуючого матеріалу і рідкої матриці. Проведено фізичне моделювання на обраних модельних парах. Досліджено пара «сплав Вуда - гідролізований розчин етилсилікату (ГР ЕТС40)» з метою моделювання течії, охолодження і затвердіння системи.

У статті [125] досліджені картини перебігу розплаву в міжвалковому зазорі двохвалкового кристалізатора при вертикальній подачі металу через щільний живильник і насадку. Розплав металу розглянуто як лінійне в'язке середовище. Комп'ютерне моделювання проведено із застосуванням програми Comsol. Наведено та проаналізовано результати розрахунків поля швидкостей течії розплаву.

Дослідження методу перемішування рідини внаслідок пульсацій представлені в результатах роботи [126]. У лабораторних умовах методом моделювання проведено порівняння даного методу з механічним перемішуванням за допомогою мішалки. Експериментально визначено час гомогенізації розплаву при цьому результати вимірювань показала хорошу збіжність з теоретично розрахованими значеннями.

Особлива увага при отриманні композиційного матеріалу необхідно приділити вивченню теплових процесів нагріву частинок різними концентрованими джерелами енергії (лазер, плазма, електронний промінь). У цих процесах дуже важливо мати уявлення про зміну температури частинки при різних інтенсивностях нагріву в залежності від траєкторії і швидкості її руху, власного обертання і часу нагрівання. Пряме вимірювання температури рухомих частинок в тепловому полі досить важко зробити, що пов'язане з високими температурами нагріву внаслідок чого широко застосовуються різні чисельні методи розрахунку, які дозволяють з досить високою точністю

визначити розподіл температури, як на поверхні частинки, так і в об'ємі. Для спрощення розрахунків в більшості випадків [127-131] вважають, що внаслідок обертання частинки, її нагрівання відбувається рівномірно і нерівномірність нагріву, що виникає при зміні траєкторії і часу нагрівання, не враховують. Однак для запропонованого лазерно-ливаного методу отримання композиційного матеріалу необхідно мати досить точне уявлення про зміну температури частинки при різних теплових навантаженнях та часу нагрівання.

### ВИСНОВКИ:

На основі літературного аналізу сучасного стану питання по методам і технологіям отримання литого композиційного матеріалу встановлено, що деталі виготовлені із композиційного матеріалу мають високий попит у багатьох галузях промисловості, однак для їх більш широкого застосування необхідні нові технології з більш високою продуктивністю і низькою собівартістю, а також можливістю реалізації безперервних технологічних процесів отримання композиційних матеріалів та покриттів.

Встановлено, що вирішення важливого науково-технічного завдання як розробка нового методу безперервного отримання КМ та підвищення фізико-механічних характеристик отриманого матеріалу, ускладнено через відсутність наукових досліджень щодо управління нагрівом частинок в газолазерному потоці та гідро- газодинамічними параметрами процесу такими як розподіл частинок та концентрація їх в об'ємі розплаву, траєкторія руху частинок в газовому та рідинному потоках, витратою захисного газу, дисперсного матеріалу та розплаву, а також оцінки ступеню впливу швидкості кристалізації на властивості отриманого матеріалу.

## РОЗДІЛ 2

### МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ І ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ПРОЦЕСУ ОТРИМАННЯ ЛИТИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ ЛАЗЕРНО-ЛИВАРНИМ МЕТОДОМ

#### 2.1. Фізико - механічні характеристики матеріалу матриці і включень композиту

Виходячи з передумов отримання якісного зв'язку «матриця-включення» композиційного матеріалу та підвищення антифрикційних властивостей в якості матеріалу були обрані композиції на основі сплаву алюмінію з кремнієм (АК 7ч) та бронзи (Бр. ОЦС 5-5-5), армуючі елементи - дисперсні матеріали на основі металевих (Fe -0,01С% по мас., Р6М5) та неметалевих (WC, SiC) частинок з різним об'ємним вмістом компонентів в складі дисперсного матеріалу.

Силумін АК7 виплавляється по ГОСТу 1583-93 з чистого алюмінію або шихтових матеріалів. У його складі міститься до 93,6% алюмінію і легуючі добавки кремнію - 6-8%. Кремній знижує пластичність і міцність сплаву, оскільки утворює в його структурі крихкі включення і інтерметалідні з'єднання.

Залежно від хімічного складу і частки неметалевих домішок, розрізняють кілька модифікацій алюмінієво-кремнієвого сплаву АК7:

- АК7 - нормальної чистоти сплав, що відрізняється невисокою пластичністю і хорошими механічними властивостями;
- АК7ч - чистий і менш крихкий сплав, здатний витримувати сильні вібрації тривалий час;
- АК7пч - підвищеної чистоти сплав, що володіє поліпшеними антифрикційними і механічними параметрами.



Таблиця. 2.1.

## Хімічний склад сплаву АК7ч

Si	Mg	Mn	Fe	Cu	Zn	Pb	Sn	Be	(Ti+Zr)
6..8	0,2..04	> 0,5	> 0,5	>0,2	>0,3	>0,05	>0,01	>0,1	>0,15

Сплав Бр. ОЦС 5-5-5 - ливарна бронза, що володіє універсальними експлуатаційними параметрами. З одного боку, вона має гарний колір і рідкотекучість, може використовуватися для відливання декоративних предметів інтер'єру. З іншого боку, цинково-свинцева олов'яниста бронза Бр. ОЦС 5-5-5 добре ріжеться, міцна, стійка до тертя і високих температур, служить відмінним сировиною для виготовлення труб і втулок для відповідальних механізмів.

Таблиця. 2.2.

## Хімічний склад сплаву Бр. ОЦС 5-5-5

Fe	Si	P	Al	Cu	Pb	Zn	Sb	Sn	Домішок
до 0.4	до 0.05	до 0.1	до 0.05	80.7 - 88	4 - 6	4 - 6	до 0.5	4 - 6	всього 1.3

*Фізичні властивості.* Сплав алюмінію АК7 відноситься до силуміну системи Al-Si-Mg, відрізняється хорошими технологічними властивостями – рідкотекучістю, антикорозійністю і зварюваністю. При цьому він досить погано піддається механічній обробці, оскільки в його структурі утворюються крихкі голчасті кристали кремнію і його сполуки

Бронза Бр. ОЦС5-5-5, завдяки своїм відмінним антикорозійним і антифрикційним властивостям, затребувана у важкій і металургійній промисловості. З неї виготовляють різноманітні деталі для відповідальних вузлів і механізмів, здатні довгий час працювати в умовах тертя і підвищених механічних навантажень. Зокрема, литі плити і качані смуги з бронзи Бр. ОЦС5-5-5 використовуються для отримання таких виробів: підшипники ковзання, що працюють при швидкостях - 5-6 м/с, особливо, при незагартованій опорній поверхні валу; вкладиші для двигунів внутрішнього згоряння; вінці або

колеса черв'ячних передач при швидкостях 4-10 м/с; прокладки і втулки для клапанів, двигунів легкових автомобілів і важкої техніки; труби і запірні арматура для опріснювальних установок, парових генераторів і котлів опалення.

Таблиця. 2.3

## Механічні властивості АК7ч та Бр. ОЦС 5-5-5

Сортамент	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	Твердість по Бринеллю НВ
	не менш		
Виливок із АК7ч, ГОСТ 1583-93	157-235	1-4	50-70
Виливок із Бр. ОЦС 5-5-5, ГОСТ 613-79	147-176	4-6	60

*Вибір дисперсного матеріалу.* Властивості дисперсно-зміцненого КМ в значній мірі залежать від технологічних особливостей дисперсного матеріалу. Найбільший вплив на властивості створеного литого КМ надає хімічний і фракційний склад дисперсного матеріалу. Математичного обґрунтування вибору дисперсно-зміцнюючого матеріалу для лазерної обробки при отриманні КМ в залежності від параметрів лазерного випромінювання та заданих властивостей композиту, в літературі не зустрічається. Це обумовлено величезними складнощами в класифікації властивостей хімічних елементів і їх з'єднань.

Забезпечення антифрикційності пар тертя - одна з найбільш важливих завдань загальної проблеми тертя, змащення і зносу в машинах. Стан антифрикційної пари тертя характеризується малим і стабільним коефіцієнтом тертя при високій зносостійкості і хорошою припрацьовуваністю. Завдання створення антифрикційних пар тертя вирішується, до теперішнього часу в більшості робіт, емпіричним шляхом і існуючі теорії антифрикційності є систематизованим переліком умов які забезпечують стан антифрикційності.

Такими умовами є: припрацьовуваність, гетерогенність будови сплавів (наприклад наявність твердих зерен в пластичній основі - структура Шарпі), хімічний склад і структура сплавів, геометрія будови поверхні (мікрорельєф, мікропори), наявність тонких плівок пластичного металу на твердій основі, механічні властивості, тепловий режим тертя.

В роботі використовували наступний дисперсний матеріал при отриманні композиту:

- порошок заліза: насипна густина 2,41-2,13 г / см<sup>3</sup>, діаметр частинок 150-315 і 315-500 мкм. У хімічному складі 0.02% С.
- порошок Р6М5: насипна густина 6,48 г / см<sup>3</sup>, діаметр частинок 250-160 мкм.

Таблиця. 2.4

Хімічний склад сталі Р6М5 (ГОСТ 19265-73),%

С	Со	Cr	Cu	Mn	Mo	Ni	P	S	Si	V	W
0,82- 0,9	≤0,50	3,8- 4,4	≤0,25	0,2- 0,5	4,8- 5,3	≤0,60	≤0,030	≤0,025	0,2- 0,5	1,7- 2,1	5,5- 6,5

Застосовуються для виготовлення всіх видів різального інструменту, використовуваного при обробці вуглецевих, легованих і конструкційних сталей, різьбонарізного інструмента, інструмента працюючого з ударними навантаженнями.

- порошок WC+ W<sub>2</sub>C (литий карбід вольфраму ТУУ 24.6-33876998-001-2006): насипна густина 10,15 г/см<sup>3</sup>, діаметр часток 630-80мкм.

Таблиця 2.5

Хімічний склад WC+ W<sub>2</sub>C, %

Найменування сплаву	Вольфрам	Вуглець зв'язаний	Вуглець вільний	Залізо
<b>Литий карбід вольфраму</b>	95,8–96,4	3,6-4,0	≤0,05	≤0,15
Вміст вольфраму між 100% і сумою вуглецю та заліза у відсотках, а вміст				

вуглецю зв'язаного по різниці загального і вільного вуглецю
---

Призначений для зносостійкого наплавлення деталей, що працюють в умовах інтенсивного абразивного зношування з помірними ударними навантаженнями й застосовується для наплавлення шарошок бурових доліт, деталей засипних апаратів доменних печей, гірського й ґрунтообробного інструмента.

## **2.2. Розробка установки для отримання композиційних матеріалів**

Дослідження проводилися на експериментальній установці сконструйованій у лабораторії на дослідницькій базі ФТІМС НАН України, а саме у роботі були використано CO<sub>2</sub>-лазер, фурми, термостат, реактор змішування, дозуючий пристрій, індукційну піч та інше (рис. 2.1). Розроблена методика передбачає подачу розплаву через дозуючий лоток реактор змішування, при цьому сталість температури в реакторі забезпечується термостатом. Реактор змішування наповнювали розплавом до встановленого рівня, що дозволить додатково забезпечити нагрівання реактора, при цьому відбувалося зниження перегріву розплаву. Надалі цей рівень підтримувався постійно, що забезпечує отримання композиту з заданим співвідношенням частинок і матеріалу основи. Отримання вже сформованого композиційного матеріалу приходило в кокіль, на металевому барабані або в ливарній (піщаній) формі.

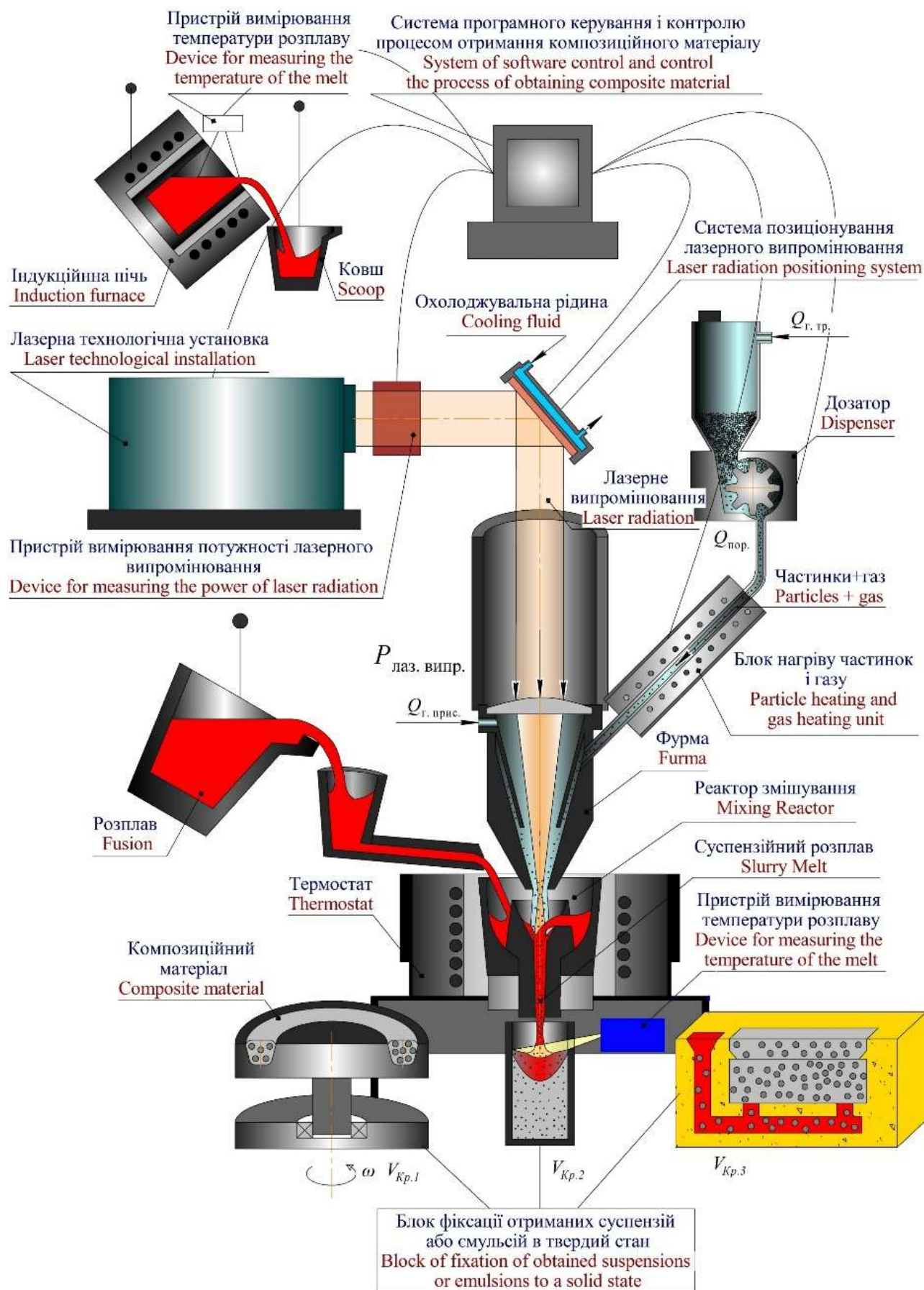


Рисунок 2.1 – Схема установки гібридного лазерно-ливарного методу для отримання композиційного та пористого матеріалу

### 2.3. Розробка реактора змішування для формування суспензійного розплаву

Реактор змішування - це пристрій, який складається з ємності 1 в якій безпосереднє відбувається формування металевої суспензії, зливного пристрою 2 у вигляді циліндричного каналу. Вибір форми і геометричних розмірів ємності для формування суспензії і зливного пристрою проведено в розділі 3.1. Реактор, призначений для формування суспензійного розплаву з подальшим його зливом в кокіль або ливарну форму.

Для реалізації гібридного лазерно-ливарного методу отримання композиційного матеріалу розроблено декілька конструкцій реакторів змішування, що дозволяють додатковими методами дії формувати суспензію в залежності від сил, які накладаються: методами примусового (накладання механічного дії) та вимушеного (способу подачі розплаву та самої конструкції реактора) перемішування розплаву та армуючих частинок.

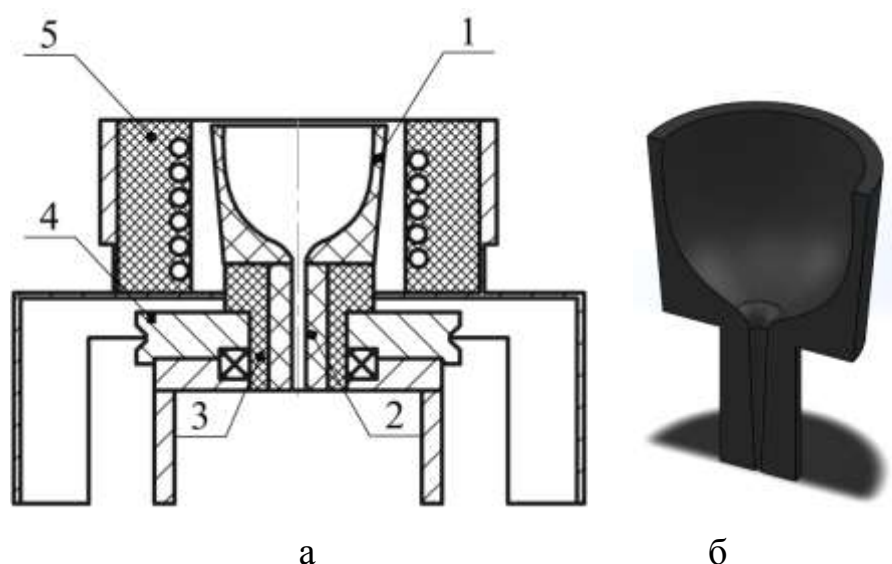


Рисунок 2.2 – Схема вузла нагріву (а) та конструкція реактора (б) змішування з механічним обертання для пристрою отримання КМ

Механічне обертання реактора змішування (рис. 2.2) забезпечувалося ремінною передачею від електродвигуна до шківів. При цьому теплоізоляційна втулка 3 захищає ремінну передачу і шківів від перегріву.

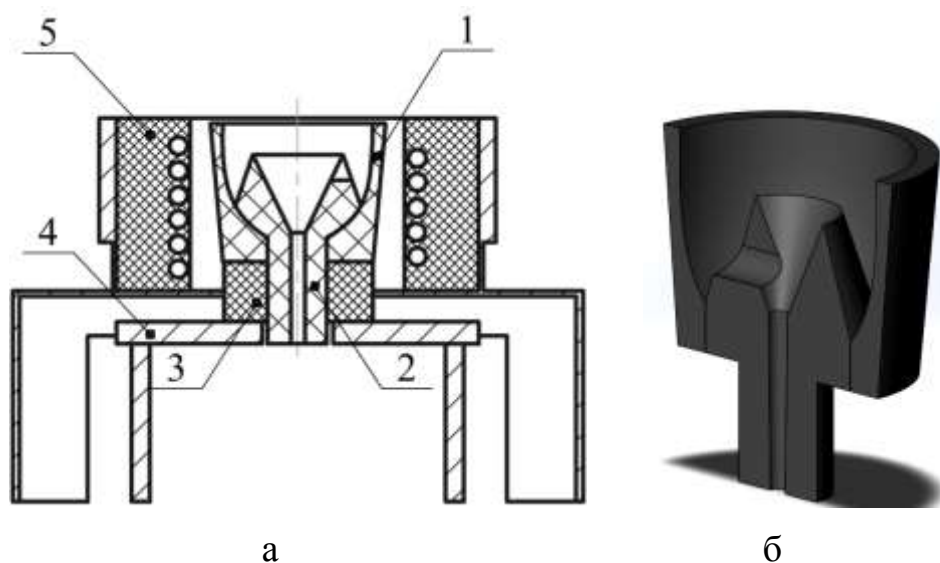


Рисунок 2.3 – Схема вузла нагріву та конструкція реактора змішування з вимушеним перемішуванням розплаву та армуючих частинок

На рис. 2.3 представлений вузол нагріву та реактор з вимушеним перемішуванням розплаву та армуючих частинок, який дозволяє змінюючи умови подачі розплаву управляти гідро динамікою формування суспензійного розплаву. Конструкція складається з ємності 1 у вигляді еліптичного параболоїда обертання і втулки 2 з вирізом для подачі розплаву в зону утворення суспензії і зливного каналу.



Рисунок 2.4 – Конструкція реактора змішування з обробкою струменю розплаву для пристрою отримання КМ

З метою зменшення області формування суспензійного розплаву та локалізації лазерної обробки цієї області, запропонована нова конструкція реактора (рис. 2.4) з обробкою струменя розплаву, який безперервно подається в зону лазерної обробки (області утворення суспензії) та активно рухається (витікає з реактора) в внутрішніх каналах реактора.

#### **2.4. Методика отримання розплаву і способи його дозування. Методи контролю і вимірювання температури розплаву**

Для отримання розплаву металу застосовувалася індукційна піч. Вона складається з блоку індукційного нагріву, який призначений для живлення електричним струмом, водоохолоджуваного індуктора з тиглем і конденсаторної батареї.

Температуру розплаву вимірювали хромель - капелієвою термопарою ТХК (А-1) з границями основної зведеної похибки  $\pm 0,5\%$  і контролювали за допомогою приладу ТРМ 251 (ОВЕН), з виведенням даних на монітор персонального комп'ютера. Температуру розплаву на виході з реактора та поверхні виливків вимірювали оптичним пірометром.

Подачу розплаву здійснювали через дозуючий лоток (рис. 2.5).

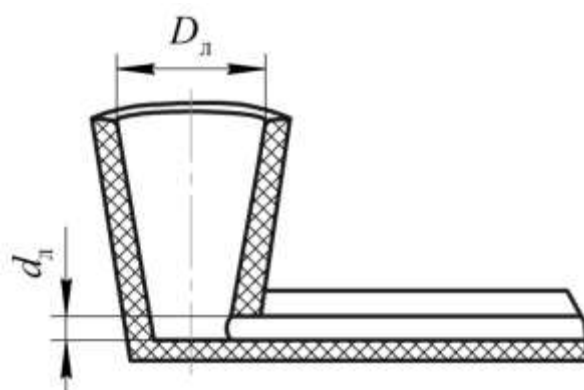


Рисунок 2.5 – Дозуючий лоток

Залежно від швидкості охолодження (затвердіння) суспензійного розплаву розглянуто дві схеми. У першому випадку злив здійснювався в кокіль, в другому на металевий барабан.



## 2.5. Розробка методики подачі дисперсного матеріалу в зону лазерного нагріву і область формування металевої суспензії

Система подачі дисперсного матеріалу складається з блоку живлення і управління дозатором, з якого за допомогою газу транспортується дисперсний матеріал, який подається безпосередньо в зону обробки.

Одним з найбільш важливих пристроїв цієї системи є сам дозатор. Такі його показники як стабільність дозування, широта діапазону розмірів частинок, що подаються, а також спосіб і точність регулювання витрати дисперсного матеріалу істотно впливають на якість одержуваного композиційного матеріалу.

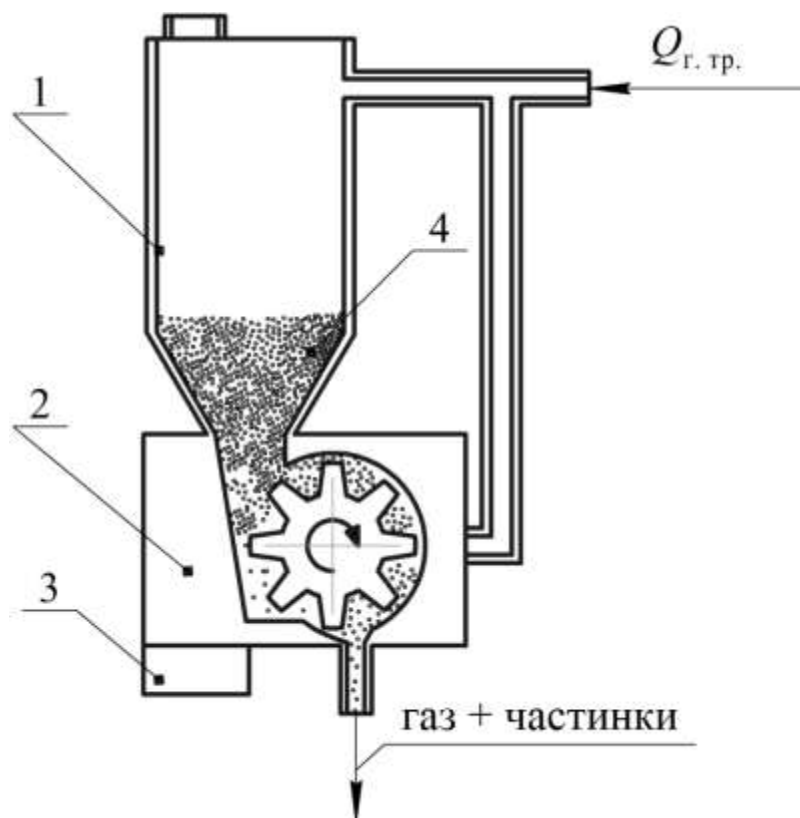


Рисунок 2.6 – Дозатор барабанного типу

В процесі удосконалення гібридного лазерно-ливарного методу отримання дисперсно-зміцненого КМ було розроблено велику кількість дозаторів-живильників, до основних типів яких відносяться дозатори з вільним плинном присадочного матеріалу, дозатори мембранного типу і велике число

різновидів дозаторів з механічним дозуванням дисперсного матеріалу з бункера.

У процесі даної роботи обраний механічний дозатор барабанного типу схематичне зображення, якого представлено на рис. 2.6.

Даний дозатор дозволяє дозувати порошок дисперсністю часток 50-500 мкм. Перед початком роботи в бункер 1 засипається порошок. Тиск газу, який транспортує частинки використовується для створення розрідження в бункері, внаслідок цього порошок в ньому знаходиться в підвищеному стані. Під дією сили тяжіння він потрапляє в нижню камеру, де захоплюється лопатями барабана і потрапляє в канал, що веде в зону обробки. Витрата дисперсного матеріалу визначається швидкістю обертання барабана, керування яким відбувається за допомогою пульта управління. З метою поліпшення руху порошку в бункері і запобігання його агломерації в дозаторі передбачений електричний вібратор.

*2.5.1. Розробка методики нагріву газопорошкового потоку.* Блок нагріву частинок газу складається з нагрівальної трубки (рис. 2.7), лабораторного автотрансформатора для плавного регулювання температури нагріву трубки і пристрою контролю нагрівом.

Конструкція самої нагрівальної трубки складається з корпусу 1, термоізоляційної футеровки 2, кварцової трубки 3 на яку намотано вольфрамовий дріт у вигляді спіралі і сталевий трубки 4, де і відбувається сам нагрів газопорошкового потоку.

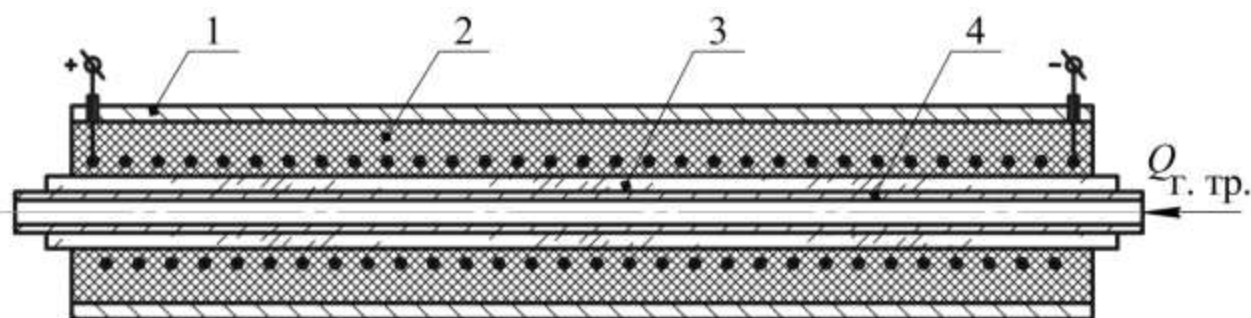


Рисунок 2.7 – Нагрівальний пристрій

Нагрівання газу і частинок здійснюється для зменшення градієнта температур між ними та розплавом, а також підвищення ефективності нагріву частинок лазерним випромінювання.

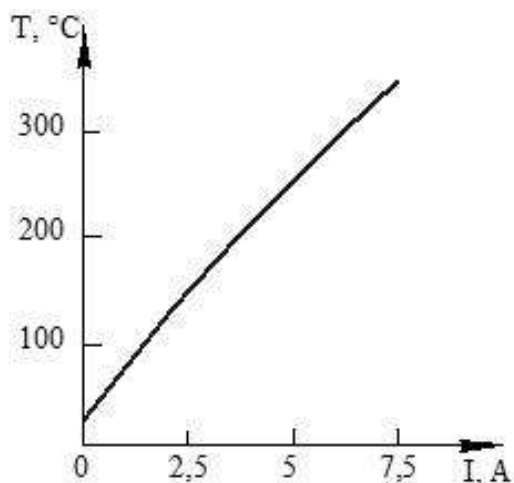


Рисунок 2.8 – Залежність зміни температури нагріву газу від сили струму

У процесі дослідження методом двох термопар визначали температуру газу в нагрівальному пристрої, при цьому враховували температуру до пристрою і на виході з нього (рис. 2.8).

#### *2.5.2 Розробка фурми і організація додаткового газополум'яного нагріву частинок.*

При створенні нових гібридних лазерно-ливарних технологій отримання литих дисперсно-армованих композиційних матеріалів одним з етапів є лазерна обробка дисперсних матеріалів. З цією метою були вибрані декілька фурм (рис. 3.9), призначених для подачі і контрольованого нагрівання дисперсних матеріалів під впливом лазерного випромінювання [95-109].

Вибір геометричних параметрів конструкцій газолазерних фурм ґрунтувався на умові вільного проходження сфокусованого лазерного випромінювання через центральний канал фурми. Подача дисперсних матеріалів здійснювалася через один (рис. 2.9, а, г) або через два канали фурми (рис. 2.9, б, в, д).

Дослідження гідродинамічні особливостей формування суспензійного розплаву та геометричних параметрів реактора змішування при обертанні

проводили з використання фурму №1 з коаксіальною подачею дисперсного матеріалу та лазерного випромінювання.

Для виявлення особливостей нагріву дисперсного матеріалу використовували конструкції фурми № 2 і 3, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) та формуванням самого газопорошкового потоку. Для фурми №3 характерний більш стислий газопорошковий потік в порівнянні з фурмою №2.

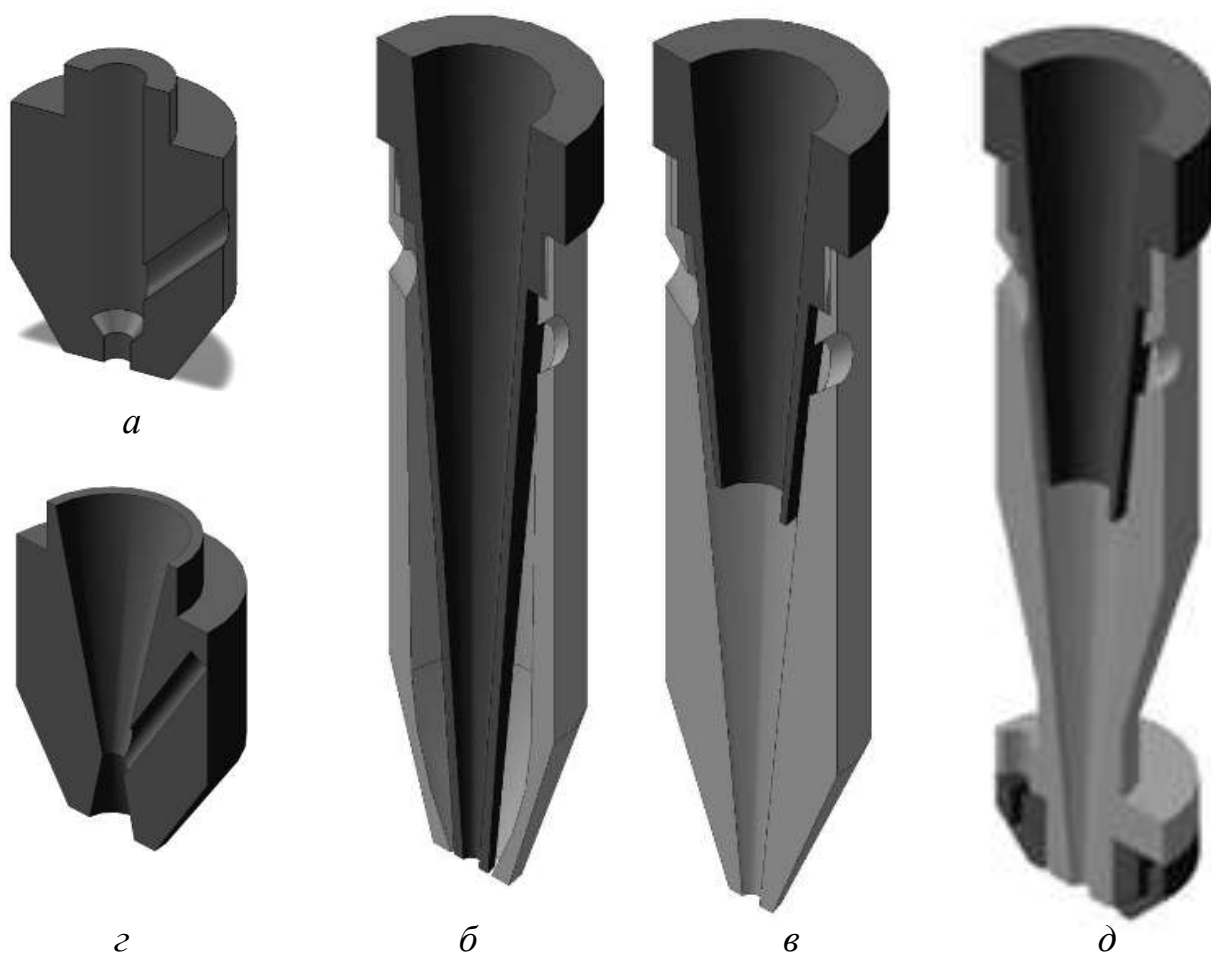


Рисунок 2.9 – Конструкція газолазерних фурм: а – фурма №1, б – фурма №2, в – фурма №3, г – фурма №4, д – фурма №5

З метою дослідження впливу обертання частинки на розподіл температури в умовах лазерного нагріву частинки розглянута фурма №4 (рис. 2.9, г), яка відповідає вимозі нагріву частинки в середині фурми та одноразового дотику об стінку фурми.

В процесі досліджень була розроблена нова конструкція фурми з додатковим газополум'яним джерелом енергії, що дозволяє підвищити ефективність використання лазерного випромінювання. Для цієї фурми (рис 2.9, д) також характерно два канали, через які транспортують частинки та центральний газолазерний. Проте на відміну від фурм №2 і 3 в даній фурмі присутні додаткові бічні канали в які подається горючий газ, що забезпечує виконання одночасно декількох завдань: обігрів реактора змішування (зони утворення суспензії), додатковий нагрів частинок та стиснення центрального газопорошкового потоку.

## 2.6. Методи розрахунку гідро-, газодинамічних та теплових процесів

Зазвичай в механіці рідини розглядається система рівнянь Нав'є-Стокса, у яку вводиться ряд припущень, що спрощують, шляхом оцінки порядку членів рівнянь. Вихідними в цьому випадку є наступні рівняння [121-122]:

- теорії деформацій

$$\bar{\mathbf{E}} = 1/2 (\nabla \bar{\mathbf{V}} + \bar{\mathbf{V}} \nabla); \quad (2.1)$$

- теорії напружень

$$\rho \frac{\partial \bar{\mathbf{V}}}{\partial t} = \rho \bar{\mathbf{F}} + \nabla \sigma; \quad (2.2)$$

- зв'язку між напруженнями і деформаціями

$$\sigma = f(\dot{\mathbf{E}}, \mu); \quad (2.3)$$

- рівняння нерозривності

$$\text{div} \bar{\mathbf{V}} = 0. \quad (2.4)$$

Одним з важливих питань при вирішенні задач гідродинаміки є використання моделей турбулентного потоку. Всі моделі діляться на кілька груп - нульового порядку, першого і другого порядків.

**Модель нульового порядку.** Модель нульового порядку - це модель Прандтля, яка не вимагає рішення диференціальних рівнянь для визначення в'язкості  $\mu_t$ :

$$\mu_t = \rho \cdot l_m^2 \cdot \left| \frac{d\bar{u}}{dy} \right|. \quad (2.5)$$

Де  $\mu_t$  - довжина перемішування Прандтля. Ця модель використовується, як правило, для течії в трубах або гладких щілинах [122].

**Модель першого порядку.** Ця модель для визначення  $\mu_t$  використовує диференціальне рівняння першого порядку для визначення турбулентної енергії  $k$ :

$$k = \frac{1}{2} (\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2}). \quad (2.6)$$

Де рисою над буквою позначена пульсаційна складова, а штрихом - усереднення.

Це рівняння може бути вирішено з використанням рівняння Нав'є-Стокса. Турбулентна в'язкість визначається в цьому випадку наступним чином:

$$\mu_t = \rho l \sqrt{k}, \quad (2.7)$$

де  $\rho$  - густина рідини.

Тут також використовується емпірична формула для визначення довжини перемішування  $l$ , тому ця модель рідини також застосовується в простих випадках течії.

**Модель другого порядку.** Ця модель використовує разом з диференціальним рівнянням для визначення турбулентної енергії  $k$  ще одне диференціальне рівняння для визначення параметра довжини  $l$ . Але використовується диференціальне рівняння не для прямого визначення  $l$ , а для визначення деякої змінної  $z$ , яка залежить від  $k$  і  $l$ :

$$z = k^i + l^j. \quad (2.8)$$

Вибираючи різні  $i$  і  $j$ , можна отримати різні моделі турбулентної рідини другого порядку [122]:

$$\begin{aligned}
 k - \varepsilon - \text{модель} \quad \varepsilon &= k^{1.5} \cdot l^{-1}, \quad \mu_t = C' \rho \frac{k^2}{\varepsilon}; \\
 k - \omega - \text{модель} \quad \omega &= k^1 \cdot l^{-2}, \quad \mu_t = C'' \rho \frac{k}{\sqrt{\omega}}; \\
 k - f - \text{модель} \quad f &= k^{0.5} \cdot l^{-1}, \quad \mu_t = C''' \rho \frac{k}{f}; \\
 k - l - \text{модель} \quad \mu_t &= C^* l \sqrt{k}.
 \end{aligned} \tag{2.9}$$

Ці моделі дають порівнянні результати і можуть бути використані при розрахунках складних потоків, наприклад з урахуванням наявності шпонкових пазів, уступів, канавок і т.д.

**Модель «рейнольдсових напруг».** Розглянуті вище моделі описують турбулентну рідину з ізотропною в'язкістю  $\mu_t$ . Це не завжди відповідає реальному потоку, наприклад врахування обертання ротора або напірнатечія не можуть бути описані в термінах ізотропної в'язкості.

Для потоків, що враховують анізотропію в'язкості, запропонована модель «рейнольдсових напруг». Ця модель використовує для тривимірної течії шість диференціальних рівнянь для опису  $\overline{u'u'}$ ,  $\overline{v'v'}$ ,  $\overline{w'w'}$ ,  $\overline{u'v'}$ ,  $\overline{u'w'}$ ,  $\overline{v'w'}$ .

#### **Двовимірна постановка із застосуванням $k - \varepsilon$ -моделі.**

Більш докладно розглянемо  $k - \varepsilon$ -модель турбулентної рідини.

При вирішенні плоскої задачі система рівнянь доповнюється ще двома рівняннями: одне для турбулентної енергії  $k$ , друге для енергії дисипації  $\varepsilon$ :

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} &= 0, \\
 \frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial y} &= -\frac{1}{\rho} \frac{dP}{dx} + \frac{\partial}{\partial y} (V \frac{\partial U}{\partial y} - V_t \frac{\partial U}{\partial y}), \\
 \frac{\partial V}{\partial t} + U \frac{\partial V}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial y} &= -\frac{1}{\rho} \frac{dP}{dy} + \frac{\partial}{\partial x} (V \frac{\partial V}{\partial x} - V_t \frac{\partial V}{\partial x}), \\
 U \frac{\partial k}{\partial x} + V \frac{\partial k}{\partial y} &= \frac{\partial}{\partial y} (\frac{V_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial y}) + -V_t (\frac{\partial U}{\partial y})^2 - \varepsilon, \\
 U \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} + V \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} &= \frac{\partial}{\partial y} (\frac{V_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial y}) + C_1 \frac{\varepsilon}{k} V_t (\frac{\partial U}{\partial y})^2 - C_2 \frac{\varepsilon^2}{k}.
 \end{aligned} \tag{2.10}$$

Для замикання системи рівнянь застосовується зв'язка Прандтля-Колмогорова  $V_\varepsilon = C_v \frac{k^2}{\varepsilon}$ , заснована на локальній аналогії з теорією однорідної і ізотропної турбулентності. Система рівнянь методу  $k - \varepsilon$  містить цілий ряд емпіричних констант:

$$C_v = 0.09, C_1 = 1.44, C_2 = 1.92, \\ \sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3.$$

Традиційно при розрахунках гідродинамічних сил в гладких циліндричних щілинних ущільненнях живильних пристроїв використовується модель Прандтля, при розрахунках лабіринтових ущільнень компресорів -  $\varepsilon - k$ -модель. Для гладких циліндричних щілин, вводячи гіпотезу тонкого шару і вважаючи осьову швидкість сумірною з окружною швидкістю потоку, отримуємо систему рівнянь, що описують рух турбулентної рідини в тонкому шарі:

$$\int_0^h \rho \left( \frac{\partial U}{\partial t} + U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial y} + W \frac{\partial U}{\partial z} \right) dy = \\ = -h \frac{\partial P}{\partial x} + k_x \frac{\mu}{h} (0.5 U(h) - U), \quad (2.11)$$

$$\int_0^h \rho \left( \frac{\partial W}{\partial t} + U \frac{\partial W}{\partial x} + V \frac{\partial W}{\partial y} + W \frac{\partial W}{\partial z} \right) dy = \\ = -h \frac{\partial P}{\partial y} + k_z \frac{\mu}{h} W, \quad (2.12)$$

яка разом з рівнянням нерозривності:

$$\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{\partial V}{\partial y} + \frac{\partial W}{\partial z} = 0 \quad (2.13)$$

є математичною моделлю щілинного ущільнення з торця підведенням рідини.

У цій моделі прийнято, що інерційні ефекти не відбиваються на формі розподілу середньої швидкості в щілині і зсувні поверхневі напруги виражені через поле швидкостей. Коефіцієнти,  $k_x$ ,  $k_z$  визначаються з використанням коефіцієнта тертя Дарсі  $\lambda$  і числа Рейнольдса  $Re$  [122]:

$$k_x = \frac{1}{8} \lambda_x Re; \quad k_z = \frac{1}{8} \lambda_z Re. \quad (2.14)$$



Ця модель загальноприйнята і використовується при розрахунках, визначеннях гідродинамічних параметрів матриць жорсткості і матриці демпфірування в рівнянні руху ротора.

Для розрахунків вибираємо модель другого порядку в двовірній постановці з застосуванням  $k - \varepsilon$ -моделі

Рішення подібних завдань можливо з використанням спеціальних програмних продуктів і спеціальних EOM, що реалізують ефективні алгоритми паралельних обчислень.

Рішення проводилися для використання пакета програм ANSYS CFX 14.0. Пакет програм ANSYS CFX має певну структуру [110], і рішення задачі поділяється на три ступені. На першому кроці в програмному компоненті *ANSYS CFX-Pre* готується модель і задаються початкові і граничні умови, на другому етапі в програмному компоненті *ANSYS CFX-Solver* реалізується процес вирішення завдання, і, нарешті, на третьому етапі в програмному компоненті *ANSYS CFX-Post* представляється візуально рішення задачі.

*Моделювання двухфазного течії газ/рідина.* У розрахунках використовували негомогенну модель міжфазної взаємодії, коли передача імпульсу, тепла і маси через кордон розділу фаз залежить від площі поверхні контакту двох фаз, яка характеризується густиною міжфазної області  $A_{\alpha\gamma}$ . У загальному випадку  $A_{\alpha\gamma}$  знаходиться як відношення площі поверхні розділу на одиницю об'єму між фазами  $\alpha$  і  $\gamma$ .

Для двох безперервних рідин використовували модель вільної поверхні. У цьому випадку щільність міжфазній області визначається рівнянням:

$$A_{\alpha\gamma} = |\nabla r_{\alpha}|, \quad (2.15)$$

де  $r$  - об'ємна частка деякої фази, індекси  $\alpha$  і  $\gamma$  відносяться до фаз  $\alpha$  і  $\gamma$  відповідно,  $r = [0; 1]$ .

Сила тертя, що виникає на межі поділу фаз, буде визначатися безрозмірним коефіцієнтом опору  $C_D$ , який знаходиться з рівняння:

$$D_{\alpha\gamma} = C_D \rho_{\alpha\gamma} A_{\alpha\gamma} |U_{\gamma} - U_{\alpha}| (U_{\gamma} - U_{\alpha}), \quad (2.16)$$

де  $D_{\alpha\gamma}$  - повний опір, який чиниться з боку однієї фази на іншу, на одиницю об'єму. Густина суміші на межі розділу  $\rho_{\alpha\gamma}$  визначається за формулою:

$$\rho_{\alpha\gamma} = r_{\alpha}\rho_{\alpha} + r_{\gamma}\rho_{\gamma}, \quad (2.17)$$

де  $\rho_{\alpha}$  і  $\rho_{\gamma}$  - густина фаз  $\alpha$  і  $\gamma$  відповідно.

Сила поверхневого натягу розраховується як:

$$\mathbf{F}_{\alpha\gamma} = \mathbf{f}_{\alpha\gamma}\delta_{\alpha\gamma}, \quad (2.18)$$

де

$$\mathbf{f}_{\alpha\gamma} = -\sigma_{\alpha\gamma}\kappa_{\alpha\gamma}\mathbf{n}_{\alpha\gamma} + \nabla_S\sigma, \quad (2.19)$$

$$\delta_{\alpha\gamma} = |\nabla r_{\alpha\gamma}|, \quad (2.20)$$

де  $\sigma$  - коефіцієнт поверхневого натягу;  $\mathbf{n}_{\alpha\gamma}$  - вектор нормалі межі розділу фаз, спрямований від первинної рідини до вторинної (розраховується по градієнту об'ємної частки),  $\nabla_S$  - градієнт на поверхні,  $\kappa$  - кривизна поверхні визначається за формулою:

$$\kappa_{\alpha\gamma} = \nabla \cdot \mathbf{n}_{\alpha\gamma}, \quad (2.21)$$

Складові в правій частині рівняння (2.18) - нормальна і тангенціальна компоненти сили поверхневого натягу відповідно. Нормальна складова виникає внаслідок кривизни поверхні, а дотична складова - від зміни коефіцієнта поверхневого натягу (ефект Марангоні).  $\delta_{\alpha\gamma}$  часто називають дельта функцією границі розділу фаз. Вона дорівнює нулю поза границею, забезпечуючи тим самим умову, що сила поверхневого натягу діє тільки біля міжфазної границі.

Основні рівняння, що використовуються в розрахунках.

Рівняння руху для двох фаз  $\alpha$  і  $\gamma$ :

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_{\alpha}\rho_{\alpha}\mathbf{U}_{\alpha}) + \nabla \cdot (r_{\alpha}(\rho_{\alpha}\mathbf{U}_{\alpha} \otimes \mathbf{U}_{\alpha})) = \quad (2.22)$$

$$= -r_{\alpha}\nabla\rho_{\alpha} + (r_{\alpha}\mu_{\alpha}(\nabla\mathbf{U}_{\alpha} + (\nabla\mathbf{U}_{\alpha})^T)) + \sum_{\gamma=1}^{N_p}(\Gamma_{\alpha\gamma}^{+}\mathbf{U}_{\gamma} - \Gamma_{\alpha\gamma}^{+}\mathbf{U}_{\alpha}) + \mathbf{S}_{M_{\alpha}} + \mathbf{M}_{\alpha}$$

де  $\mu_{\alpha}$  - динамічна в'язкість фази  $\alpha$ ;  $\mathbf{S}_{M_{\alpha}}$  - джерело імпульсу за рахунок зовнішніх сил;  $\mathbf{M}_{\alpha}$  описує міжфазні сили, що діють на одну фазу з боку іншої. Доданок

$\Gamma_{\alpha\gamma}^+ \mathbf{U}_\gamma - \Gamma_{\gamma\alpha}^+ \mathbf{U}_\alpha$  описує передачу імпульсу за рахунок міжфазного масопереносу.

$$\mathbf{M}_\alpha = \sum_{\gamma \neq \alpha} \mathbf{M}_{\alpha\gamma}, \quad (2.23)$$

Слід зазначити, що міжфазні сили рівні за величиною і протилежні за напрямком, таким чином, сума міжфазних сил дорівнює нулю.

$$(\mathbf{M}_{\alpha\gamma} = -\mathbf{M}_{\gamma\alpha}) \Rightarrow \sum_\alpha \mathbf{M}_\alpha = 0. \quad (2.24)$$

Рівняння нерозривності:

$$\frac{\partial}{\partial t} (r_\alpha \rho_\alpha) + \nabla \cdot (r_\alpha \rho_\alpha \mathbf{U}_\alpha) = S_{MS_\alpha} + \sum_{\gamma=1}^{N_p} \Gamma_{\alpha\gamma}, \quad (2.25)$$

$S_{MS_\alpha}$  враховує додаткове джерело маси;  $\Gamma_{\alpha\gamma}$  – масова витрата на одиницю об'єму з фази  $\gamma$  в фазу  $\alpha$  (це доданок присутній тільки в тому випадку, коли відбувається міжфазовий масообмін).

Рівняння збереження об'єму:

$$\sum_{\alpha=1}^{N_p} r_\alpha = 1, \quad (2.26)$$

де  $N_p$  – кількість фаз,  $\alpha = 1, \dots, N_p$ .

Рівняння (2.26) може бути об'єднано з фазовим рівнянням нерозривності для отримання рівняння збереження транспортованого об'єму.

Розділивши рівняння (2.25) на фазові щільності і підсумувавши по всіх фазах, отримаємо рівняння безперервності об'єму, що використовується в розрахунках:

$$\sum_\alpha \frac{1}{\rho_\alpha} \left( \frac{\partial}{\partial t} (r_\alpha \rho_\alpha) + \nabla \cdot (r_\alpha \rho_\alpha \mathbf{U}_\alpha) \right) = \sum_\alpha \frac{1}{\rho_\alpha} \left( S_{MS_\alpha} + \sum_{\gamma=1}^{N_p} \Gamma_{\alpha\gamma} \right), \quad (2.27)$$

Для нестискуваних рідин і без зовнішніх джерел рівняння (2.27) спрощується:

$$\sum_\alpha \nabla \cdot (r_\alpha \mathbf{U}_\alpha) = 0. \quad (2.28)$$

Повна система рівнянь гідродинаміки складається з  $4N_p + 1$  рівнянь з  $5N_p$  невідомими:  $U_\alpha$ ,  $V_\alpha$  (об'єм, що займає фаза  $\alpha$ ),  $W_\alpha$  (робота з подолання в'язких сил для фази  $\alpha$ ),  $r_\alpha$ ,  $p_\alpha$  (тиск в області фази  $\alpha$ ). Для замикання системи рівнянь необхідно додатково  $N_p - 1$  рівнянь. Додаткові рівняння задаються шляхом накладання обмежень на тиск, а саме: всі фази мають одне й те ж поле тисків:  $p_\alpha = p$  для всіх  $\alpha = 1, \dots, N_p$ .

*Моделювання двухфазної течії газ/тверді частинки.* Розрахунки параметрів потоку частинок здійснюються шляхом формування системи диференціальних рівнянь за часом для кожної частинки, що включають рівняння координати, швидкості, температури і маси, з подальшою інтеграцією за допомогою простого методу інтеграції.

Координати частинок визначаються шляхом інтегрування швидкості частки  $\mathbf{U}_p = d\mathbf{x}_p/dt$  по часу  $\delta t$ :

$$\mathbf{x}_p^n = \mathbf{x}_p^0 + \mathbf{U}_p^0 \delta t, \quad (2.29)$$

де індекси 0 і  $n$  відносяться до старих і нових значень відповідно,  $\mathbf{U}_p^0$  початкова швидкість частинки.

При інтегруванні швидкість часток розраховується на початку тимчасового кроку і зберігає своє значення протягом всього кроку. В кінці тимчасового кроку нова швидкість часток розраховується з використанням аналітичного рішення рівняння руху частинки:

$$m_p \frac{d\mathbf{U}_p}{dt} = \mathbf{F}_{all}, \quad (2.30)$$

де  $\mathbf{F}_{all}$  – сума всіх сил, що діють на частинку.

Розглянемо сили, що діють на частку в рідині:

$$\mathbf{F}_{all} = \mathbf{F}_D + \mathbf{F}_B + \mathbf{F}_R + \mathbf{F}_{VM} + \mathbf{F}_P. \quad (2.31)$$

де  $F_D$  – сила опору;  $F_B$  – виштовхуюча сила;  $F_R$  – сили, викликані обертанням доменів (відцентрова і сила Коріоліса);  $F_{VM}$  – віртуальна (додана) масова сила (вводиться в разі, коли маса рідини, яка переміщується, більша за масу

частинки);  $F_P$  – сила градієнта тиску (враховується, коли щільність рідини можна порівняти або перевищує щільність частки).

Перепишемо рівняння (2.30) з урахуванням (2.31) в наступному вигляді:

$$\frac{dU_p}{dt} = \frac{1}{m_p + \frac{c_{VM}}{2}m_f} (F_D + F_B + F'_{VM} + F_P) + \frac{1}{m_p} F_R, \quad (2.32)$$

Маси частки і рідини визначаються за формулою:

$$m_p = \frac{\pi}{6} d_p^3 \rho_p \text{ і } m_f = \frac{\pi}{6} d_p^3 \rho_f, \quad (2.33)$$

де  $d_p$  – діаметр частинок,  $\rho_f$  та  $\rho_p$  – щільності рідини і частинки відповідно.

При моделюванні руху дисперсних частинок в рідині використовується метод аналізу розділених потоків. Для простеження треків руху частинок вводиться поняття типової частинки. Вона відображає поведінку сукупності (пакета) частинок з ідентичною поведінкою.

Число типових (характеристичних) частинок на вході пропорційно масовій витраті порошку і становить  $10^3$  с/кг.

## **2.7. Методика дослідження фізико-механічних властивостей композиційного матеріалу і обладнання**

Металографічні дослідження проводили з використанням мікроскопа «МИМ-10» і мікротвердоміра «ПМТ-3М». Мікро рентгеноспектральний аналіз здійснювали на установці «САМЕСА» з кроком вимірювань 4 ... 11 мкм.

Для дослідження процесів плавлення і кристалізації застосували синхронний термічний аналіз (СТА). СТА представляє собою комбінацію двох або більше методів дослідження, що реалізуються одночасно на одному зразку. Найбільш поширеним варіантом СТА є поєднання термогравіметрії (ТГ) з диференціально-термічним аналізом (ДТА) або диференціальною скануючою калориметрією (ДСК). В нашому випадку використовувався СТА у конфігурації ТГ + ДСК.

Дослідження за методом СТА проводили на приладі STA 449F1 фірми NETZSCH. Прилад дозволяє проводити дослідження при температурі до 1500 °C в інертній, окислювальній або відновній атмосфері, при цьому атмосфера може бути як статичною, так і динамічною. Точність виміру температур складає 1,5 °C. Прилад забезпечено автоматичною системою вакуумування і вбудованим контролером газового потоку на два продувальних і один захисний газ.

### ВИСНОВКИ:

1. Розроблено технологічну схему лазерно-ливарного методу, яка передбачає підготовку розплаву в індукційній печі, його подачу в реактор змішування при одночасному введенні в розплав спеціально підібраних за фізико-хімічними характеристиками металевих або неметалевих частинок, які піддаються лазерній обробці в газолазерному потоці.

2. В якості матеріалу основи композиту вибрано сплав алюмінію з кремнієм (АК 7) та бронза (ОЦС 5-5-5), армуючі елементи - дисперсні матеріали на основі металевих (Fe -0,01C% по мас., P6M5) та неметалевих (WC, SiC) частинок.

3. Запропоновано та реалізовано конструкції реакторів змішування, де відбувається безперервне формування суспензії, які відрізняються: накладанням механічного обертання на реактор змішування; утворенням вихрового руху розплаву внаслідок управління гідродинамікою потоку; обробкою рухомої струменю розплаву.

4. Розроблено методику подачі дисперсного матеріалу в розплав в газолазерному потоці. Для запропонованого гібридного лазерно-ливарного методу розглянуто конструкції фурм, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) та формуванням газопрошкового потоку (ступенем розсіювання частинок по поверхні газової каверни та розмірами самої каверни).

5. Розроблено та виготовлено технологічне обладнання для реалізації даного методу.

### **РОЗДІЛ 3**

## **ОТРИМАННЯ ДИСПЕРСНО-ЗМІЩЕНОГО КОМПОЗИЦІЙНОГО МАТЕРІАЛУ НА ОСНОВІ ФОРМУВАННЯ СУСПЕНЗІЙНОГО РОЗПЛАВУ ІЗ ЗАСТОСУВАННЯМ ЛАЗЕРНОЇ ОБРОБКИ**

В даний час одним з перспективних методів виробництва нових матеріалів є отримання композиційних матеріалів шляхом введення і рівномірного розподілу твердої дисперсної складової в розплав. Тому розробляються нові методи рідкофазного формування суспензій, які дозволяють отримувати композиційні матеріали з подальшим швидкісним затвердінням (фіксацією в твердий стан) зі структурою замороженої суспензії.

Важливу роль в процесах отримання литого композиційного матеріалу при різних способах формування суспензійного розплаву грають гідро- і газодинамічні процеси. Зазначені процеси залежать від вибору конструкції і форми реактора змішування, умов подачі рідини, способу введення сипучих інгредієнтів, а також основних технологічних параметрів отримання КМ (витрати газу, що транспортує і прискорює частинки, швидкості руху частинок в газолазерному потоці і їх кількості, теплового стану як частинки, так і самого розплаву). В результаті, правильний вибір сукупності перерахованих факторів є основою для отримання якісного КМ.

Одним із шляхів такого вибору є теоретичне дослідження даних процесів, створення адекватних моделей і комп'ютерне моделювання фізичних явищ, які виникають в процесі формування суспензійного розплаву з метою пошуку оптимальних умов для практичної реалізації процесу. Подібний підхід дозволяє не тільки виявити вплив окремих факторів на процес формування суспензійного розплаву але і в багатьох випадках уникнути зайвих часових і фінансових витрат, пов'язаних з проведенням великої кількості натурних експериментів при відпрацюванні практичної технології. Тому метою даного розділу дисертації є розробка математичних моделей для опису процесів формоутворення вільної поверхні рідини в реакторі змішування, мінімізації

об'єму рідини в реакторі з метою реалізації безперервних технологічних процесів його наповнення та зливу, а також детальне чисельне моделювання траєкторії руху частинок в газовому потоці та розплаві, швидкостей її руху, теплового стану, як частинок, так і розплаву.

### **3.1 Порційний процес формування суспензійного розплаву в реакторі змішування**

Практично дуже складно занурити частки в розплав і рівномірно розподілити їх в об'ємі, оскільки існує дуже мало варіантів, що дозволяють без додаткового фізико-механічного впливу отримувати металеві емульсії або суспензії, в яких спостерігається наприклад, близька відповідність густини частинок і розплаву.

Відомі різні способи впливу на розплав металу: перемішування, диспергування і рециркуляція двофазних середовищ. Механічне перемішування здійснюється за допомогою мішалок, застосування яких має ряд недоліків: швидкий знос при підвищених температурах і агресивному шлаку, можливість забруднення металу неметалевими і жужільними включеннями, що утворилися при руйнуванні футеровки мішалки; додаткові економічні та енергетичні витрати та інші. З метою усунення цих недоліків застосовують методи безконтактного силового впливу на металеві розплави, які засновані на використанні сил гравітації, інерції, електростатичних, магнітостатичних і інші. Головною перевагою цих методів є відсутність додаткових робочих елементів, що вводяться в розплав. Проте, ці методи мають ряд недоліків, основними з яких є: низькі швидкості перемішування, нерівномірність розподілу частинок в об'ємі розплаву, висока вартість обладнання.

У даній роботі пропонується спосіб отримання композиційного матеріалу (рис. 3. 1) на основі формування рідкометалевих суспензій в реакторі змішування, куди дисперсний матеріал подається в потоці газу в зону дії концентрованого джерела енергії. Подача дисперсних матеріалів в потоці, газу,



який транспортує ці частинки може здійснюватися, як співвісно (коаксіально) впливу висококонцентрованого джерела енергії, так і під деяким кутом до нього. Запропонована схема отримання литого композиційного матеріалу на металевій основі в подальшому передбачає можливість використання безперервних методів розливання, що дозволяє вважати даний спосіб досить перспективним.

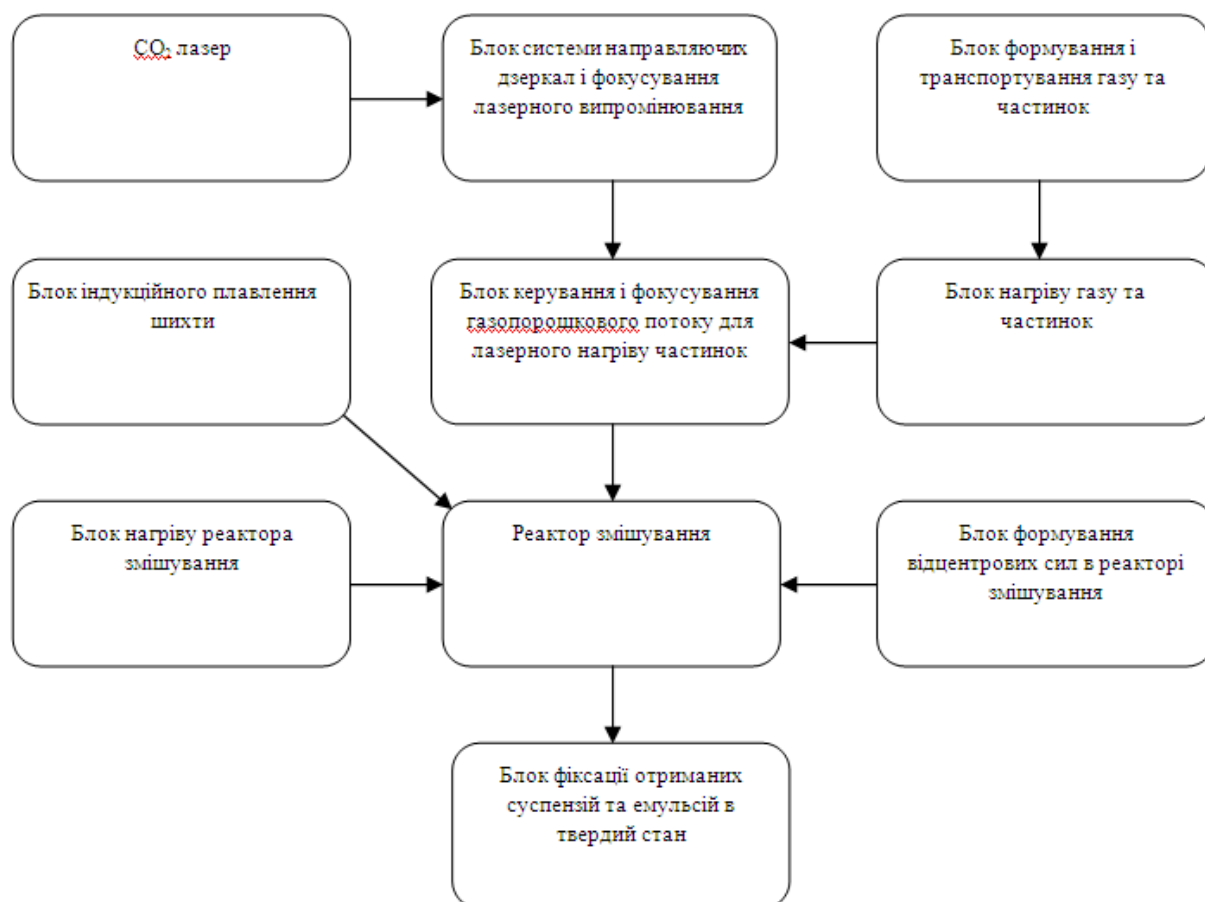


Рисунок 3.1 – Блок-схема отримання дисперсно-зміцненого композиційного матеріалу на основі суспензійної або емульсійної будови

*3.1.1. Розробка конструкції і вибір форми реактора змішування в умовах зміни форми вільної поверхні рідких середовищ в реакторі при накладенні механічного та пневматичного впливу*

У даній роботі інтенсифікація масо-і газообменних процесів досягається застосуванням гравітаційних і інерційних сил у вигляді механічного (обертання рідини) і пневматичного (струменем повітря або інертного газу) впливу на розплав.

Метою даних досліджень є: визначення залежності зміни форми вільної поверхні рідини в реакторі змішування від перерахованих вище дій; визначення оптимальної форми і геометричних розмірів пристроїв для отримання емульсії або суспензії; дослідження особливостей руху рідини в таких пристроях і ряду інших необхідних технологічних параметрів.

Щоб визначити оптимальну конструкцію пристрою змішування (одночасно змішує і зливного пристрою) для досліджень обрано такі геометричні форми: циліндр, еліптичний параболоїд і конус з кутами нахилу твірної щодо вертикальної осі  $20^\circ$  і  $45^\circ$ .

Подачу газу здійснювали через фурму. Її конструкція передбачає наявність двох газових потоків, які перетинаються, і це сприяє змішуванню газу в її внутрішньому каналі. Перший потік емітує подачу дисперсного матеріалу з постійною витратою, другий - газолазерний потік з варійованою витратою газу. Центральний потік, що емітує газолазерний в процесі лазерної обробки також служить захистом оптичної системи від парів і дисперсних частинок. Сумарна витрата двох потоків газу на виході з внутрішнього каналу фури діаметром 5 мм змінювали в інтервалі значень від  $3,24 \times 10^{-4}$  до  $4,1 \times 10^{-4}$  кг/с. Фурму розташовували по центру реактора на відстані  $h = 7,5$  мм від поверхні рідини.

Дослідження проводили з використанням модельної рідини (води), вибір якої здійснювався на основі критеріїв подібності, в раніше проведених дослідженнях.

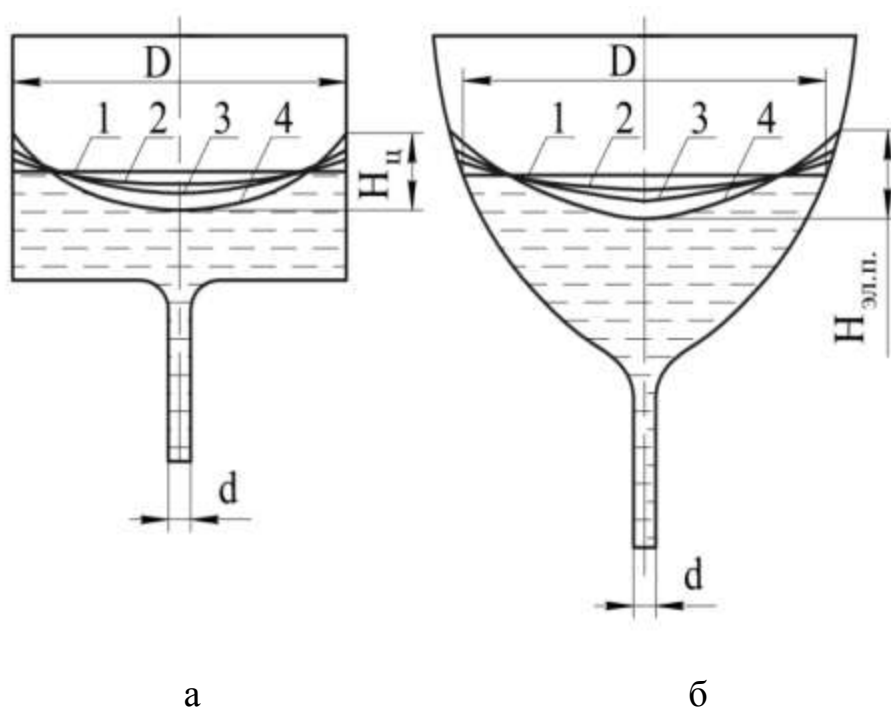
На першому етапі визначили необхідний об'єм рідини для проведення досліджень. Виходячи з геометричних розмірів реакторів змішування і умов їх використання, а також з огляду на можливість переливання рідини через стінки реакторів і оголення дна при великій кутовій швидкості обертання, обраний початковий об'єм 50 мл і проведені пробні дослідження характеру поведінки рідини. Для цього об'єм модельної рідини експериментальним методом визначили діапазон значень швидкості обертання реактора змішування ( $\omega$ ) від 0 до  $160 \text{ хв}^{-1}$ .

Для визначення форми вільної поверхні обертання рідини в реакторах проведено математичне моделювання на основі методів чисельної гідрогазодинаміки з використанням двофазної математичної моделі пакета ANSYS CFX. Рішення поставленого завдання знаходили з використанням спрощених рівнянь Нав'є - Стокса шляхом залучення гіпотез і емпіричних залежностей, заснованих на їх осередненні по Фавр – Рейнольдсу і використанні моделей турбулентної в'язкості для їх замикання.

Проведення математичного моделювання процесу стану і поведінки рідини при обертанні реактора змішування розділили на кілька етапів.

На першому етапі процес обертання реакторів змішання без впливу тиску газу (повітря) моделювався нерухомим з'єднанням на границі розділу фаз рідина - газ.

На наступному ж процес обертання реакторів змішання з подачею додаткового тиску газу моделювався умовою зв'язку «статор-ротор» по межі поділу проточної частини каналів фурми і повітря.



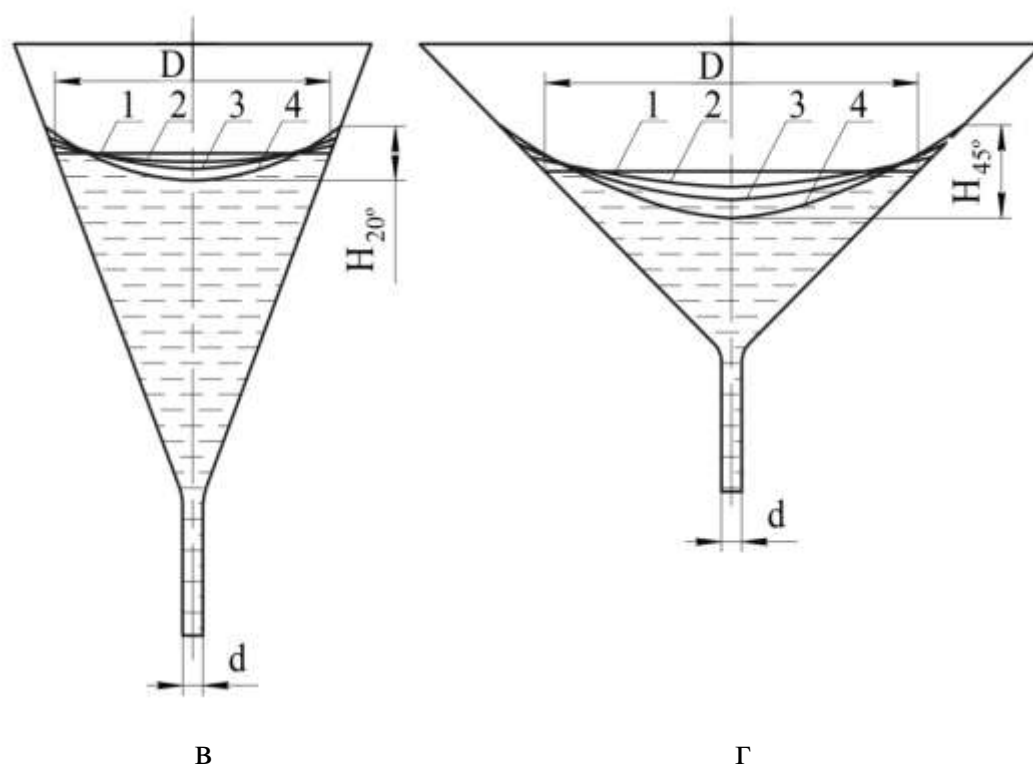


Рисунок 3.2 – Форми реакторів змішування: а - циліндрична; б - еліптичний параболоїд; конічні (в,  $\alpha = 20^\circ$ ; г,  $\alpha = 45^\circ$ ). Форма вільних поверхонь модельної рідини: 1 - початковий рівень рідини при відсутності зовнішніх впливів; при швидкостях обертання: 2 -  $90 \text{ хв}^{-1}$ ; 3 -  $120 \text{ хв}^{-1}$ ; 4 -  $160$

При розрахунку турбулентності використовували моделі: к-ε - для води, «Dispersed Phase Zero Equation» (модель, заснована на геометричному масштабі течії і середньої швидкості) - для повітря.

На рис. 3.2 представлені результати першого етапу математичного моделювання, які показують зміни форми вільної поверхні рідини за рахунок накладення обертання реакторів. Для всіх реакторів характерно, що зі збільшенням значення діаметра  $D$  і швидкості обертання параболоїд (утворює при обертанні еліптичний параболоїд) стає більш опуклою, а отже, збільшується відстань  $H$  ( $H_{ц}$ ,  $H_{ел.п.}$ ,  $H_{20^\circ}$ ,  $H_{45^\circ}$ ) від лінії 1 вільної поверхні спокійної рідини.

У конічному реакторі з кутом нахилу твірної конуса  $20^\circ$  в залежності від швидкості його обертання зміна форми вільної поверхні рідини істотно менше, ніж в інших реакторах. Це пов'язано з найменшим значенням діаметра  $D = 55$

мм даного реактора. При максимальній швидкості обертання величина відстані  $H_{20^\circ} = 10,41$  мм.

Для реакторів у вигляді циліндра і еліптичного параболоїда зміна форми вільної поверхні рідини відрізняється незначно, так як величини діаметрів  $D$  для цих реакторів мають невеликі відмінності 60 мм і 64 мм відповідно. Для цих реакторів при максимальній швидкості обертання величини відстані  $H_{Ц}$  і  $H_{ел.п}$  відповідно дорівнюють 12,8 і 15,02 мм.

Реактор конічної форми з кутом нахилу твірної конуса  $\alpha = 45^\circ$  має максимальний діаметр  $D = 73$  мм, зміна вільної форми поверхні рідини в залежності від кутової швидкості реактора змішування позначається найістотніше. При максимальній кутовій швидкості реактора змішування ( $\omega = 160 \text{ хв}^{-1}$ ) відстань  $H_{45^\circ}$  рівна 18,93 мм.

Для оцінки правильності отриманих результатів розглянута тестова задача визначення форми вільної поверхні рідини при обертанні для різних форм, що має аналітичне рішення. При цьому вводимо спрощення, вважаємо, що всі частинки рідини мають кутову швидкість, рівну кутовій швидкості обертання реактора змішування. Рішення знаходили на основі диференціальних рівнянь рівноваги рідини Ейлера:

$$\begin{cases} X - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial x} = 0, \\ Y - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial y} = 0, \\ Z - \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial P}{\partial z} = 0, \end{cases} \quad (3.1)$$

де  $\frac{\partial P}{\partial x}, \frac{\partial P}{\partial y}, \frac{\partial P}{\partial z}$  – градієнти тиску в напрямку відповідних координатних осей;

$X, Y, Z$  - проекції одиничних масових сил на відповідні осі;  $\rho$  - густина рідини (кг/м<sup>3</sup>).

На рідину, що знаходиться в посудині, рівномірно обертається навколо вертикальної осі з постійною кутовою швидкістю  $\omega$  (рис. 3.1) крім сил тяжіння діють і відцентрові сили. Після ряду перетворень отримали формулу для визначення висоти параболоїда  $H$ :

$$H = \frac{\omega^2 \cdot R_0^2}{2g}, \quad (3.2)$$

де  $R_0$  – радіус резервуара (м),  $g$  – прискорення вільного падіння (м/с<sup>2</sup>).

Зіставили отримані значення відстані  $H$  при різних швидкостях на основі обох розрахунків, які наведені в табл. 3.1. Порівняння проводили при однакових вихідних даних. Вони свідчать про високу збіжність.

Таблиця 3.1.

Порівняння результатів чисельного і аналітичного розрахунків для величини  $H$

Значення швидкості обертання $\omega$ , хв <sup>-1</sup>	30	60	90	120	140	160
	Значення $H$ , мм					
Реактор циліндричної форми	<u>0,5</u>	<u>2</u>	<u>3,98</u>	<u>7,2</u>	<u>9,81</u>	<u>12,8</u>
	0,45	1,81	4,07	7,24	9,86	12,88
Реактор з формою еліптичного параболоїда	<u>0,62</u>	<u>2,19</u>	<u>4,8</u>	<u>8,51</u>	<u>11,32</u>	<u>15,02</u>
	0,51	2,06	4,63	8,24	11,22	14,65
Реактор конічний форми з кутом нахилу твірної 20°	<u>0,3</u>	<u>1,5</u>	<u>3,21</u>	<u>6,01</u>	<u>8,31</u>	<u>10,41</u>
	0,38	1,52	3,42	6,09	8,28	10,82
Реактор конічний форми з кутом нахилу твірної 45°	<u>0,6</u>	<u>2,57</u>	<u>5,73</u>	<u>10,08</u>	<u>14,66</u>	<u>18,93</u>
	0,67	2,68	6,03	10,72	14,66	19,07
в чисельнику - значення, отримані шляхом чисельного розрахунку за допомогою програми ANSYSCFX, в знаменнику - шляхом аналітичного розрахунку						

На другому етапі моделювання розглянуто задачу зміни стану вільної поверхні рідини в нерухомому і реакторі, що обертається із заданою кутовою швидкістю при впливі повітряного потоку по центру реактора, який витісняє частину рідини, змінюючи при цьому форму вільної поверхні рідини, утворюючи каверну.

У нерухомих реакторах при впливі на поверхню рідини газового потоку форма і величина каверни, що утворилась має вигляд близький за формою до

еліптичного параболоїда обертання і не залежить від форми реактора, а змінюється тільки зі збільшенням витрати газу. Так при масовій витраті газу  $Q = 3,24 \times 10^{-4}$  кг/с глибина каверна (проекція на вісь  $z$  кривої BC, рис. 3.3) дорівнює  $H' = 10$  мм, а зі збільшенням витрати газу до  $Q = 4,1 \times 10^{-4}$  кг/с збільшується відстань  $H' = 12,6$  мм.

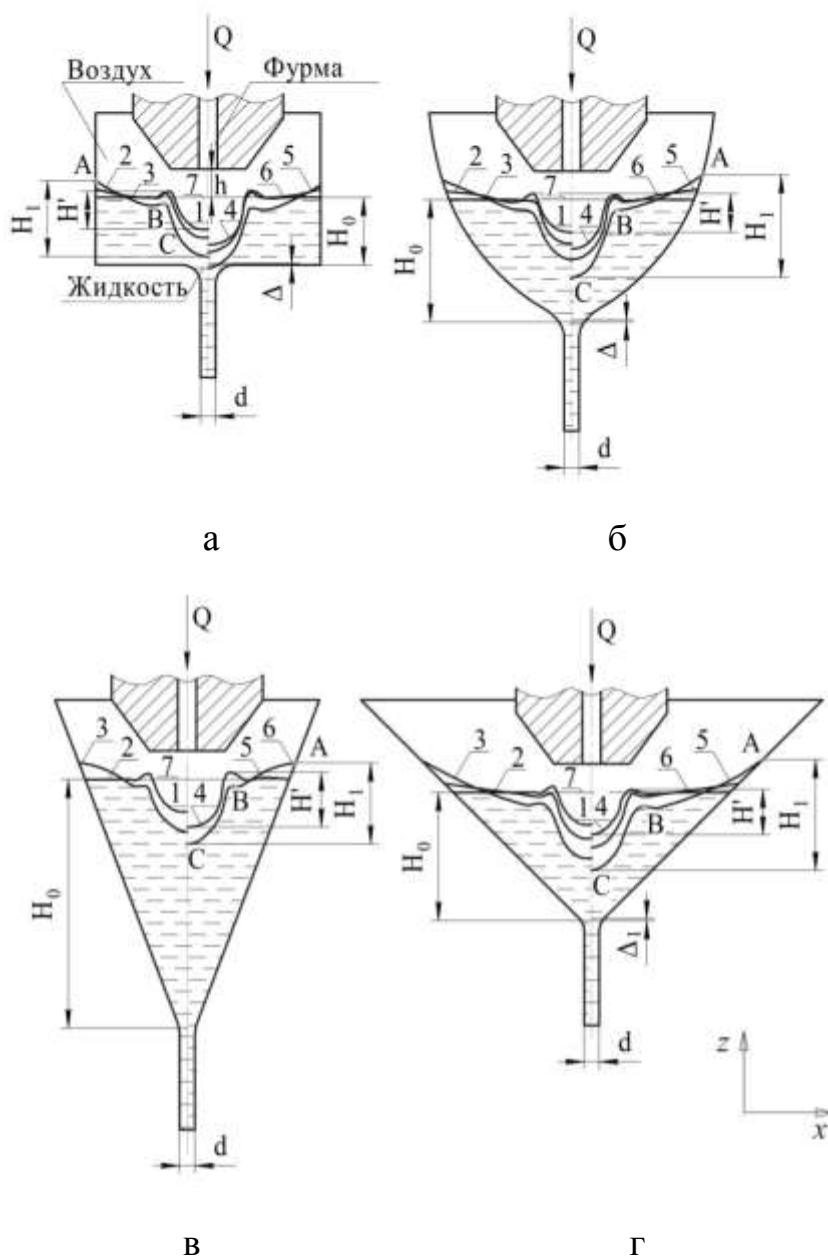


Рисунок 3.3 – Форма реакторів змішання з урахуванням відстані  $h$ : а - циліндрична; б - еліптичного параболоїда; конічна (в:  $\alpha = 20^\circ$ , г:  $\alpha = 45^\circ$ ). Форма вільних поверхонь модельної рідини при впливі повітряного потоку: 1 -  $Q = 3,24 \times 10^{-4}$  кг/с без обертання; 2 -  $Q = 3,24 \times 10^{-4}$  кг/с і швидкості обертання 90 об/хв; 3 -  $Q = 3,24 \times 10^{-4}$  кг/с і швидкості обертання 160 хв $^{-1}$ ; 4 -  $Q = 4,1 \times 10^{-4}$  кг/с без

обертання; 5 -  $Q = 4,1 \times 10^{-4}$  кг/с і швидкості обертання 90 об/хв; 6 -  $Q = 4,1 \times 10^{-4}$  кг/с і швидкості обертання 160 хв<sup>-1</sup>; 7 - початковий рівень рідини при відсутності зовнішніх впливів.

Зміна форми вільної поверхні рідини при обертанні (рис. 3.3) показано кривою *ABC*. Крива *AB* є частиною вільної поверхні, утвореної обертанням рідини, а *BC* - лінія поверхні каверни. Форма кривої *AB* і відстань від лінії стаціонарного рівня рідини до точки *B* змінюються в залежності від кутової швидкості, витрати газу і геометричних розмірів реакторів, що впливає на зміну глибини каверни. Проекція кривої *ABC* на вісь *z* (величина  $H_1$ ) відображає величину прогину вільної поверхні рідини по координаті *z* (рис. 3.3, табл. 2).

Для конічного реактора змішування з кутом нахилу твірної конуса 20° при збільшенні швидкості обертання зміни величини  $H_1$  найменше і варіюються в інтервалі значень від 10,2 до 21,32 мм. Для реакторів у вигляді циліндра і еліптичного параболоїда зміни  $H_1$  варіюються в інтервалі значень 10,45 ... 23,06 мм і 10,52 ... 27,23 мм відповідно. А для реактора конічної форми з кутом нахилу твірної конуса  $\alpha = 45^\circ$  величина  $H_1$  змінюється в максимальних межах від 10,74 до 29,34 мм.

Таким чином, швидкість обертання реактора змішування впливає на величину  $H_1$  і глибину каверни, що характерно для всіх реакторів. Додатково, вплив на глибину каверни також здійснює зміна витрати газу.

**Таблиця 3.2.**

Значення  $H_1$  в залежності від швидкості обертання, витрати газу і форми реакторів змішання

Значення швидкості обертання $\omega$ , хв <sup>-1</sup>	30	60	90	120	140	160
	Значення $H_1$ , мм					
Реактор циліндричної форми	<u>10,45</u>	<u>11,87</u>	<u>13,52</u>	<u>17,15</u>	<u>18,75</u>	<u>21,82</u>
	12,97	14,33	15,87	19,23	21,97	23,06
Реактор з формою	<u>10,52</u>	<u>11,89</u>	<u>13,94</u>	<u>18,33</u>	<u>20,78</u>	<u>24,58</u>



еліптичного параболоїда	13,1	14,18	17,12	20,52	23,51	27,23
Реактор конічний форми з кутом нахилу твірної $20^0$	<u>10,2</u> 12,81	<u>10,86</u> 13,81	<u>12,24</u> 15,11	<u>15,02</u> 17,69	<u>17,39</u> 19,47	<u>18,48</u> 21,32
Реактор конічний форми з кутом нахилу твірної $45^0$	<u>10,74</u> 13,18	<u>12,37</u> 14,54	<u>14,47</u> 17,77	<u>19,5</u> 21,57	<u>23,84</u> 25,41	<u>25,66</u> 29,34
в чисельнику - значення $H_1$ (мм) при $Q = 3,24 \times 10^{-4}$ кг/с, в знаменнику - значення $H_1$ (мм) при $Q = 4,1 \times 10^{-4}$ кг/с						

*3.1.2. Мінімізація об'єму рідини в реакторі змішування.* Для оптимізації процесу отримання металевих суспензій або емульсій поставлена задача мінімізації об'єму рідини, який знаходиться в реакторі змішування, що обумовлено синхронізацією подачі дисперсних матеріалів в процесі обробки розплаву. Мінімальний рівень і об'єм рідини визначено на основі розрахунків математичного моделювання за умов не потрапляння повітря в зливний канал і оголення стінок реактора. Для цього змінювали величину початкового рівня рідини в реакторах ( $H_0$ ) таким чином, щоб відстань між нижньою точкою каверни і поверхнею зливного каналу становила величину  $\Delta$ ; значення  $\Delta$  прийнято 0,5 мм через деяку нерівномірність обертання і пульсації тиску. Для зазначених реакторів змішування в залежності від швидкості обертання, витрати газу і форми реакторів змінювали тільки величину об'єму (рівня рідини), а відстань від зрізу сопла фурми до початкового рівня рідини ( $h$ ) не змінювали.

Результати проведеного моделювання представлені в табл. 3.3.

Встановлено, що для реактора циліндричної форми при максимальній швидкості обертання і витраті газу каверна при об'ємі рідини 50 мл досягає поверхні зливного каналу. Використання цього реактора для менших об'ємів рідини можливо при зниженні швидкості обертання реактора до  $140 \text{ хв}^{-1}$  або витрати газу до  $3,24 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$ , причому об'єм рідини все ж залишається найбільшим у порівнянні з іншими реакторами змішування.

Таблиця 3.3

Значення мінімального рівня рідини в реакторах ( $H_0$ ),

Значення швидкості обертання $\omega$ , $\text{хв}^{-1}$	0	30	60	90	120	140	160
	Величина $H_0$ , мм						
Реактор циліндричної форми	<u>8,5</u> 11,1	<u>8,73</u> 11,33	<u>9,41</u> 12,01	<u>10,54</u> 13,14	<u>12,1</u> 15,75	<u>13,43</u> 16,0	<u>14,94</u> 17,54
Реактор з формою еліптичного параболоїда	<u>8,5</u> 11,1	<u>8,6</u> 11,2	<u>8,92</u> 11,52	<u>9,45</u> 12,05	<u>10,19</u> 12,75	<u>10,8</u> 13,4	<u>11,51</u> 14,11
Реактор конічний форми з кутом нахилу твірної $20^\circ$	31,52 -	31,52 -	31,52 -	31,52 -	31,52 -	31,52 -	31,52 -
Реактор конічний форми з кутом нахилу твірної $45^\circ$	<u>10</u> 12,6	<u>10,05</u> 12,65	<u>10,21</u> 12,81	<u>10,48</u> 13,08	<u>10,85</u> 13,45	<u>11,16</u> 13,76	<u>11,52</u> 14,12
в чисельнику - значення мінімального рівня рідини при $Q = 3,24 \times 10^{-4} \text{кг/с}$ , в знаменнику - значення мінімального рівня рідини при $Q = 4,1 \times 10^{-4} \text{кг/с}$							

В реакторах форми еліптичного параболоїда і двох конічних зниження початкового рівня рідини ( $H_0$ ) призводить до зменшення значення діаметра  $D$ , а значить, і до зменшення впливу кутової швидкості на зміну форми вільної поверхні рідини. Однак, додатковий вплив повітряного потоку, що подається через фурму при певній витраті газу може привести до оголення бічних стінок реактора. Наприклад, для конічного реактора з кутом нахилу твірної  $45^\circ$ , каверна, вже при витраті газу  $Q = 3,24 \times 10^{-4} \text{кг/с}$  досягає поверхні бічних стінок реактора, що є неприпустимим умовою. Виправити цей недолік можна збільшуючи значення  $\Delta$  в 4 рази, тобто коригуючий параметр приймає значення  $\Delta_1 = 2 \text{мм}$ .

Для конічного реактора з кутом нахилу твірної  $20^\circ$  виконати умови мінімізації об'єму рідини можливо, навіть зі збільшенням коригувального параметра  $\Delta$ . Однак співвідношення мінімального розміру фурми застосовуваної для даного процесу і малого кута нахилу твірної для цього

реактора не дозволяє глибоко опустити фурму. Розрахунки показали, що для даного реактора значення  $H_0$  може бути не менше 31,5 мм.

Отже, конічний реактор з кутом нахилу твірної  $20^\circ$  в обраному діапазоні зміні кутової швидкості і витрати газу при заданих умовах не дозволяє варіювати мінімальний рівень рідини, а значить і повністю мінімізувати об'єм рідини. Для конічного реактора з кутом нахилу твірної  $45^\circ$  варіювати мінімальним об'єм рідини стає можливим при збільшенні коригуючого параметр  $\Delta$  в 4 рази. Для форми циліндричного реактора виконати умови мінімізації можливо в обмеженому інтервалі зміни кутової швидкості і витрати газу. Мінімальний об'єм рідини для цього реактора залишається найбільшим у порівнянні з іншими реакторами змішання. Реактор у вигляді еліптичного параболоїда має оптимальну форму, в цьому випадку, можливо змінювати значення мінімального рівня рідини в залежності від швидкості обертання і витрати газу в обраному діапазоні при заданому значенні коригуючого параметра  $\Delta$ .

Таким чином, в межах поставленого завдання встановлена залежність зміна форми вільної поверхні рідини від: швидкості обертання реактора, додаткової витрати газу, форми і геометричних розмірів реактора і фурми. Визначено необхідний мінімальний рівень рідини для процесу отримання композиційного матеріалу. Обрана оптимальна форма реактора змішування у вигляді еліптичного параболоїда.

### **3.2. Моделювання безперервного процесу формування суспензійного розплаву при накладанні гідро-, газодинамічних та механічних впливів**

Раніше розглянуто порційний процес отримання металевої суспензії [Розділ 3.1], коли в розплав металу, який знаходився в реакторі змішування, подавали порошок, попередньо нагрітий в газолазерной потоці. Реалізація цього процесу обмежена невеликим об'ємом розплаву і часом подачі порошку при цьому процес лімітується втратою температури розплаву за час

формування суспензії або емульсії. Щоб усунути ці недоліки, розроблений новий метод з постійністю поточних процесів, який передбачає безперервну подачу розплаву металу в реактор змішування з одночасною подачею дисперсного матеріалу при постійному зливі.

Для поліпшення розподілу частинок, що вводяться в розплав усунення коагуляції цих частинок запропоновано накладення відцентрових сил. Конструкція і форма реактора змішування у вигляді еліптичного параболоїда обрана в розділі 3.1.

Мета досліджень - сформувати суспензію на основі розплаву з подальшим отриманням композиційного матеріалу; перевести цей процес у процес безперервного отримання суспензії з наступним зливом в форму, цокіль або на барабан для отримання стрічки. А також вибрати необхідну витрату модельної рідини, що подається для підтримки безперервного процесу наповнення і зливу; залишковий об'єм рідини, який постійно знаходиться в реакторі змішування. Визначити: залежність зміни витрати рідини, що подається від швидкості обертання і об'єму рідини в реакторі та витрати газу; характер зміни вільної поверхні рідини під дією гідро-, газодинамічних та механічних впливів і ряд інших необхідних технологічних параметрів. Для вирішення поставленого завдання проведено математичне моделювання на основі методів чисельної гідрогазодинаміки з використанням двофазної математичної моделі пакета ANSYS CFX .

Дослідження процесу зміни форми вільної поверхні і об'єму рідини в реакторі змішування залежать від ряду технологічних параметрів, таких як: швидкість обертання реактора змішування, тиску газу і витрата рідини, що подається. Для кожного з можливих варіантів накладаємо умови рівності витрати рідини, що подається  $Q_{\text{ж}}$  і витрати зливається рідини  $Q_{\text{Сж}}$ , при умові не потрапляння повітря в зливний канал. Також задана умова мінімізації об'єму модельної рідини в реакторі змішування з метою синхронізації подачі порошку і рідини, що зливається в заданому співвідношенні.

Дослідження проводили з використанням модельної рідини (води), вибір якої здійснювали на основі критеріїв подібності, в якості газу використовували повітря.

У даній роботі подача модельної рідини здійснюється через дозуючий лоток 2 (рис. 3.4), а її злив через канал 4. В розділі 3.1 експериментальним методом досліджували найбільш оптимальний діапазон зміни значень швидкості обертання реактора змішування ( $\omega$ ), яка була обрана в інтервалі значень від 0 до 160  $\text{хв}^{-1}$ .

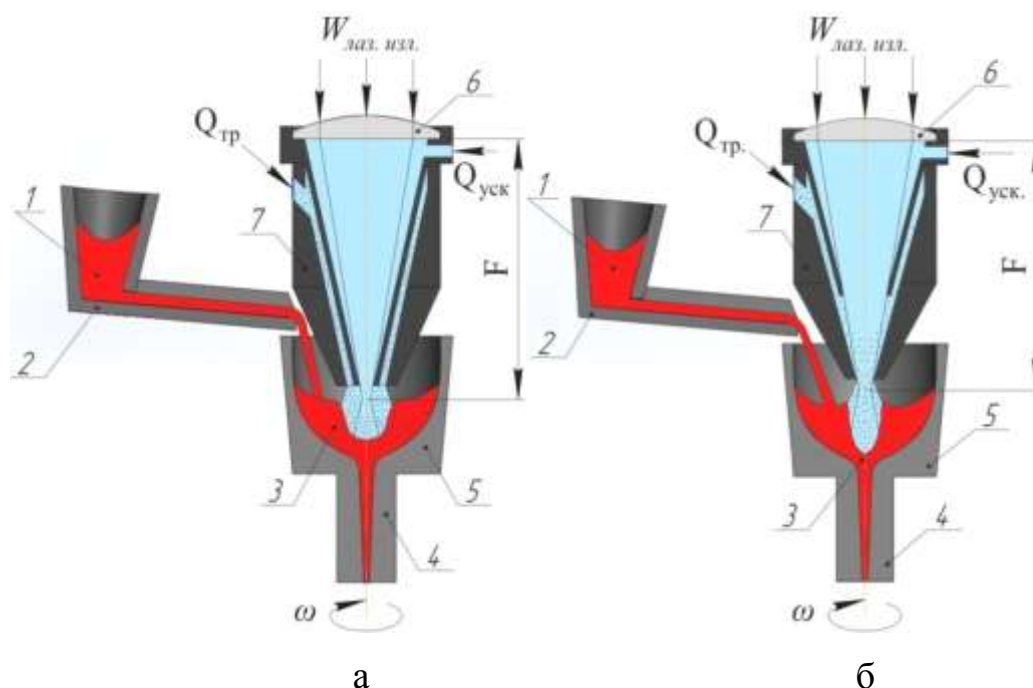


Рисунок 3.4 – Схема процесу отримання суспензійного розплаву з накладанням механічного обертання: а – фурма 6, б – фурма 5 (1 – розплав металу, 2 – дозуючий лоток (3 – суспензійний розплав, 4 – зливний канал реактора змішування, 5 – реактор змішування, 6 – фокусуються лінза, 7 – фурма)

Подачу газу і лазерного випромінювання здійснювали через фурму, яку розташовували по центру реактора на відстані  $h = 7,5$  мм від поверхні рідини, що обумовлено часом нагріву дисперсного матеріалу в зоні дії лазерного випромінювання і утворенням каверни необхідних розмірів. Для вивчення можливих флуктуацій тиску на виході з фурми і розподілу (розсіювання) частинок по поверхні каверни розглянуто два варіанти конструкцій фурм, в

яких передбачено наявність двох газових потоків. Перший потік, транспортує частки з постійною витратою ( $Q_{\text{тр.}}$ ) і другий - прискорює, центральний газолазерний потік з варійованим витратою газу ( $Q_{\text{уск.}}$ ) і густиною потужності лазерного випромінювання ( $W_{\text{лаз.}}$ ). В одному випадку область змішання потоків і зони опромінення винесені за межі фурми (фурма 1), у другому ж випадку потоки перетинаються і поєднуються всередині фурми, де і відбувається опромінення частинок лазерним випромінюванням (фурма 2).

При проведенні моделювання витрату рідини, що подається, варіювали в інтервалі значень від 0,01 кг/с до 0,017 кг/с. Сумарну витрату газу (що транспортує і прискорює частинки  $Q_{\text{уск.} + \text{тр.г.}}$ ) змінювали в інтервалі значень від  $3,24 \times 10^{-4}$  до  $4,1 \times 10^{-4}$  кг/с відповідно до рекомендацій в розділі 3.1, що обумовлено необхідними швидкостями введення дисперсного матеріалу в розплав.

На рис. 3.5 і 3.6 представлені результати математичного моделювання процесів безперервного наповнення і зливу рідини з реактора.

Зміна форми вільної поверхні рідини при обертанні реактора змішування і зливі рідини для двох фурм (рис. 3.4) показано кривими AB і CDEFG. Крива FG є частиною вільної поверхні, утвореної обертанням рідини, DEF - лінія поверхні каверни сформованої потоком газу, криві AB і CD описують збурення вільної поверхні, утворені потоком рідини. Форма кривої FG і відстань від лінії стаціонарного рівня рідини до точки F змінюються в залежності від кутової швидкості, витрати газу і геометричних розмірів реактора, що також впливає на зміну глибини каверни.

Каверна, утворена фурмою 1, при швидкості обертання реактора  $30 \text{ хв}^{-1}$  і витраті газу  $3,24 \times 10^{-4}$  кг/с (рис. 3.5, а) має вигляд еліптичного параболоїда обертання. В інтервалі значень  $30 - 90 \text{ хв}^{-1}$  і такій же витраті газу глибина цієї каверни ( $\text{H}_2$ ) змінюється від 20,0 до 22,5 мм в залежності від швидкості обертання реактора.

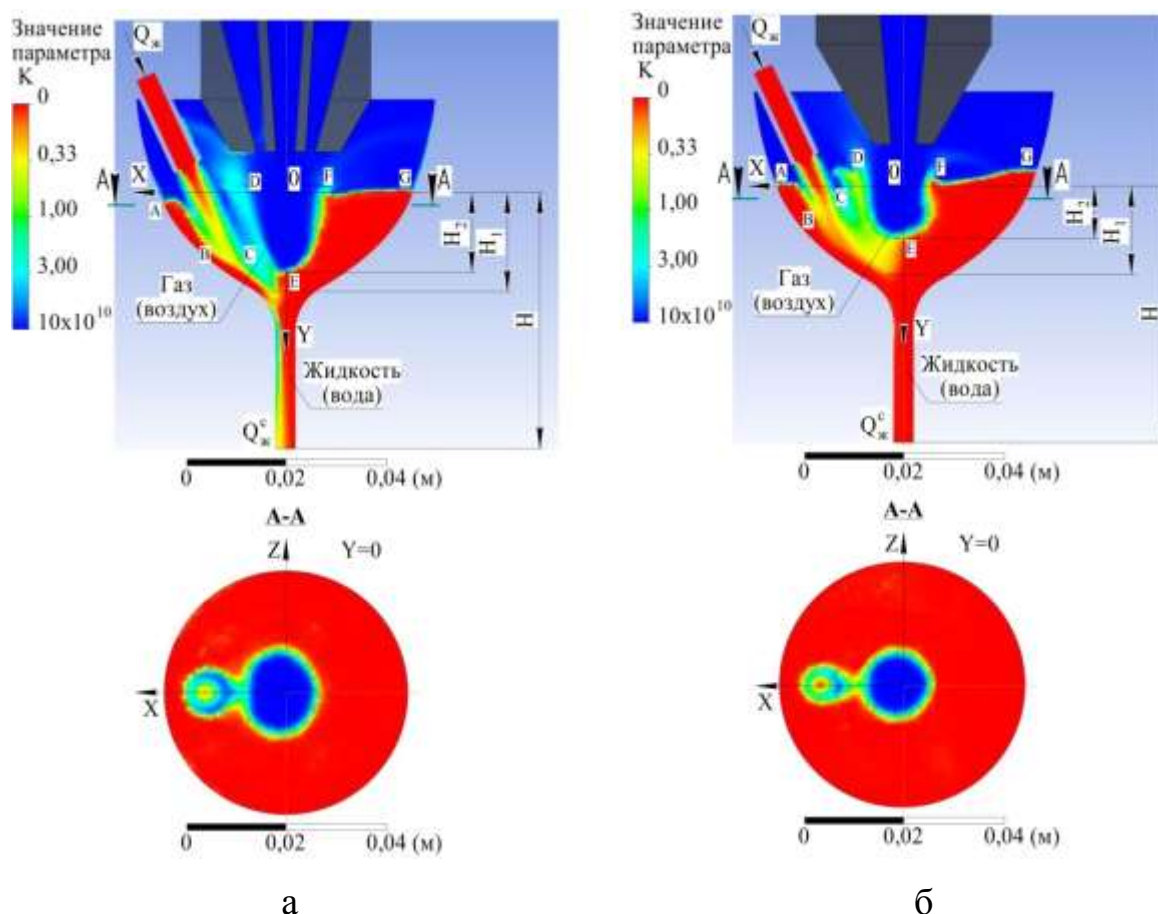


Рисунок 3.5 – Форма вільної поверхні рідини при  $\omega = 60 \text{ хв}^{-1}$  і  $Q_{\Gamma} = 3,2 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  (фурми 1, а) і  $\omega = 30 \text{ хв}^{-1}$  і  $Q_{\Gamma} = 3,2 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  (фурма 2, б)

Збільшення обертання реактора змішування від 30 до 160  $\text{хв}^{-1}$  при витраті газу  $3,24 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  так змінює форму вільної поверхні рідини, що крива FG стає більш увігнутою, а сама повітряна каверна розширюється і поглиблюється.

Струмінь, що подається утворює збурення вільної поверхні рідини у вигляді додаткової каверни. При цьому струмінь захоплює частину повітря і відбувається утворення газорідинної області поблизу зливного каналу. Отже, небезпечним з точки зору попадання повітря в зливний канал є, з одного боку, вплив області газорідинної суспензії, з іншого ж, формування повітряної каверни, утвореної газолазерной потоком (її глибина).

Для оцінки впливу розмірів глибини двухфазної газорідинної області на процес потрапляння повітря в зливний канал введений параметр  $N_1$ .

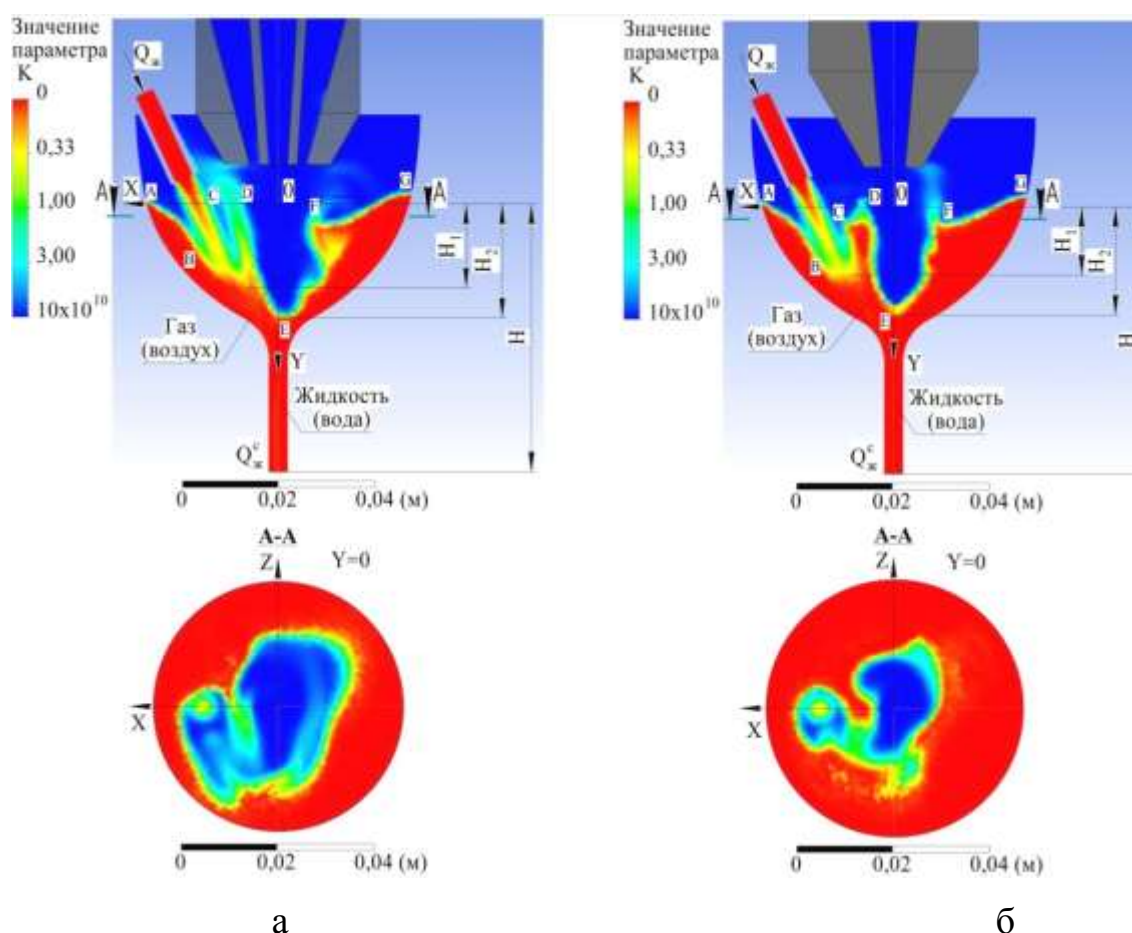


Рисунок 3.6 – Форма вільної поверхні рідини при  $\omega = 160 \text{ хв}^{-1}$  і  $Q_{\Gamma} = 4,1 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  для двох конструкцій фурм: а – фурма 1, б – фурма 2

Даний параметр визначає рівень (об'єм) рідини в залежності від співвідношення об'ємних концентрацій компонентів  $k_1/k_2 = K$  ( $k_1 + k_2 = 1$ ; для 100% повітря  $k_1 = 0$ , для 100% води  $k_2 = 1$ ) таким чином, щоб значення  $N_0$  становило 0,03.

Зі збільшенням швидкості обертання реактора змішування від 30 до 60  $\text{хв}^{-1}$  при постійній витраті газу  $3,24 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  геометричні розміри каверни, утвореної потоком рідини, збільшуються, а глибина - зменшується. При цьому вплив газорідної області на розміри мінімального об'єму рідини в реакторі і можливості потрапляння газу в зливний канал зменшуються, внаслідок чого відбувається зниження параметр  $N_1$  від 28 до 23 мм. При цих умовах значення глибини каверни ( $N_2$ ) збільшуються, але не перевищує розмірів параметра  $N_1$ .

Для значень швидкості обертання реактора змішування від 90 до 160  $\text{хв}^{-1}$  при витраті газу  $3,24 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  вплив газорідної області нівелюється, оскільки



вона розтягується і зменшується по глибині за рахунок впливу відцентрових сил. При цьому значення  $H_1$  зменшується від 23 мм до 18 мм. Збурення вільної поверхні, утворені потоком рідини, згладжуються.

Таким чином, встановлено, що в інтервалі зміни швидкостей обертання 30 - 90  $\text{хв}^{-1}$  при витраті газу  $3,24 \times 10^{-4}$  кг/с основним фактором, що впливає на зміни значення рівня рідини в реакторі змішування за умови не потрапляння повітря в зливний канал, є газорідинна область (параметр  $H_1$ ), а в інтервалі 90 - 160  $\text{хв}^{-1}$  - глибина каверни ( $H_2$ ), утворена газолазерним потоком. Для цієї витрати газу виявлено, що розміри параметра  $H_1$  і  $H_2$  вирівнюються при швидкості обертання  $\approx 90 \text{ хв}^{-1}$ , що відповідає найменшим об'єму рідини в реакторі.

Надалі розглянуто вплив збільшення витрати газу до  $4,1 \times 10^{-4}$  кг/с на зміну параметрів  $H_1$  і  $H_2$ , а також форми вільної поверхні рідини (рис. 3.6, а). Встановлено, що тенденція зміни області газорідинної суспензії ( $H_1$ ) і глибини каверни ( $H_2$ ), утвореної газолазерним потоком, зберігається. Таким чином, збільшення витрати газу не впливає на зміну вище зазначених параметрів в залежності від швидкості обертання реактора змішування. Рівність цих параметрів спостерігається при тій же швидкості обертання, що і для витрат газу  $3,24 \times 10^{-4}$  кг/с.

Відомо, що зі збільшенням тиску газу на поверхню рідини витрата рідини, що зливається зростає, а отже, для реалізації умови збереження сталості рідини в реакторі змішування (виконання умови  $Q_{\text{п.ж.}} = Q_{\text{с.ж.}}$ ) необхідно збільшувати витрату потоку рідини, що подається. Таким чином, швидкість процесу обробки зростає, що призводить до прискорення процесу отримання суспензійного розплаву в реакторі змішування.

Аналогічні дослідження проведені і для фурми 2 (рис. 3.5, б). Газолазерна каверна, утворена фурмою 2 при швидкості обертання реактора змішування 30  $\text{хв}^{-1}$  і витраті газу  $3,24 \times 10^{-4}$  кг/с, має циліндричну форму з еліпсовидним дном, а зі збільшенням швидкості обертання реактора наближається до конічної. В інтервалі значень швидкості обертання 30 - 160  $\text{хв}^{-1}$  і такій же

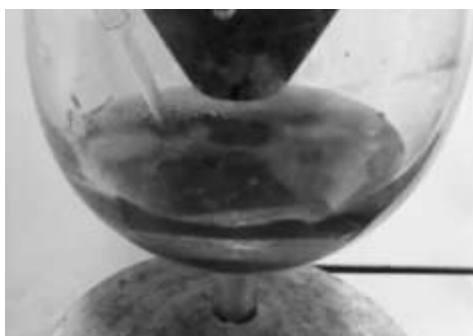
витраті газу каверна, яка формується фурмою 1, більш глибока, що призводить до зменшення впливу параметра  $H_1$  в більш вузькому діапазоні зміни швидкостей обертання ( $60 - 160 \text{ хв}^{-1}$ ) і рівності параметрів  $H_1$  і  $H_2$  при  $60 \text{ хв}^{-1}$ .

Для фурми 2, як і в випадку з фурмою 1, зі збільшенням тиску газу до  $Q_{\text{уск.}+\text{тр.г.}} = 4,1 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  на поверхню рідини витрата рідини, що зливається зростає, а отже, необхідно підвищувати витрату рідини, що подається для дотримання умови  $Q_{\text{п.ж.}} = Q_{\text{с.ж.}}$ . При цьому зміна форми вільної поверхні, а також параметрів  $H_1$  і  $H_2$  відбувається аналогічно як при використанні фурми 1 і такій же витраті газу ( $Q_{\text{уск.}+\text{тр.г.}} = 4,1 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$ ), відміну становить лише форма газолазерної каверни, яка для фурми 2 стає менш широкою.

Таким чином, для забезпечення мінімального об'єму рідини в реакторі змішування з використанням цих фурм при дотриманні вище зазначених умов є знаходження рівності параметрів  $H_1$  і  $H_2$ . Однак конструктивні зміни для фурми 1 впливають на значення швидкості, при якій виконується мінімізація процесу.

Проведено експерименти в обраному діапазоні досліджень для конструкції фурми 2 (рис. 3.7). Вивчено й оцінено геометричні розміри газолазерної каверни і газорідинної області в залежності від швидкості обертання реактора змішування і витрати газу, а також форма вільної поверхні рідини в даному реакторі.

Зіставлення значень розмірів каверни і газорідинної області, отримані при однакових вихідних даних на основі проведеного математичного моделювання та експериментальних досліджень, свідчать про гарну збіжність, при цьому розбіжності не перевищують 10%.



а



б

Рисунок 3.7 – Форма вільної поверхні рідини для конструкції фурми 2: а –  $\omega = 30 \text{ хв}^{-1}$ ,  $Q_r = 3,24 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$ , б –  $\omega = 160 \text{ хв}^{-1}$ ,  $Q_r = 4,1 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$

На підставі отриманих результатів математичного моделювання і експериментальних досліджень для фурми 2 вивели наближену математичну залежність зміни витрати рідини від кутової швидкості обертання ( $\omega_1$ ) реактора змішування, його форми і тиску газу, що подається ( $P$ ), а також початкового рівня нерухомою рідини ( $H$ ).

$$Q_{ж.}(P, H, \omega_1) = 6,86 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{P^2 \cdot H \cdot r}{\eta \cdot g} + 11,42 \cdot \frac{P \cdot \eta}{\rho \cdot g} - 27,63 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{P \cdot \eta \cdot H}{\rho \cdot r \cdot g} - \frac{P \cdot \omega_1 \cdot r \cdot (1,54 \cdot 10^{-4} \cdot H + 3,96 \cdot 10^{-5} \cdot r)}{g} - 1,17, \quad (3.4)$$

де  $\rho$  - густина рідини ( $2700 \text{ кг/м}^3$ ),  $\eta$  - в'язкість рідини ( $0,01 \text{ Па с}$ ),  $r$  - радіус зливного отвору ( $0,002 \text{ м}$ ).

Ця формула дозволяє адекватно в інтервалі значень: для  $H$  від  $0,050$  до  $0,059 \text{ мм}$ ,  $\omega_1$  від  $3,142$  до  $15,708 \text{ рад/с}$  і  $P$  від  $101475$  до  $101580 \text{ Па}$  знаходити без застосування складних математичних розрахунків значення витрати модельної рідини в залежності від обраних технологічних параметрів.

Результати отриманої залежності зміни витрати рідини від швидкості обертання і об'єму рідини в реакторі, які представлені на рис. 3.8 у вигляді графіка, є окремим випадком цієї залежності при фіксованому (постійному) тиску газу на виході з фурми  $P = 101475 \text{ Па}$ .

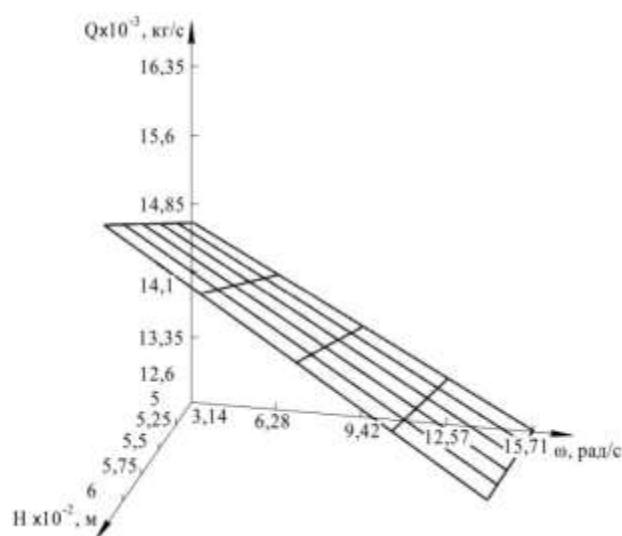


Рисунок 3.8 – Залежність зміни витрати рідини від кутової швидкості обертання  $\omega$  та рівня рідини  $H$  при тиску газу на виході з фурми  $P = 101475$  Па

Змінюючи значення тиску газу ( $P$ ), можна отримати ряд подібних графіків, що дозволяє технологічно правильно скоригувати необхідні параметри для формування суспензійного або емульсійної розплаву.

Запропонований підхід визначення спрощених залежностей для аналогічних параметрів реалізований і для фурми 1.

Таким чином, на підставі проведених досліджень визначені початкові і граничні умови в заданому інтервалі значень для реалізації безперервних технологічних процесів одержання композиційних матеріалів. Проведено фізико-математичне моделювання стану та поведінки рідини в умовах накладення відцентрових сил і пневматичної дії для двох фурм. Використання різних конструкцій фурм для даного реактора дозволяє визначити зміну форми газопорошкового потоку і його параметрів в умовах нагрівання порошку лазерним випромінюванням, а також можливості поліпшення конструкції фурм. Результати чисельного моделювання, отримані при дослідженнях конструкцій фурми 1 і 2, показали достатню збіжність з експериментальними даними, що дозволяє адекватно використовувати розроблену фізико-математичну модель для інших видів фурм. Для інженерних розрахунків отримана математична залежність зміни витрат модельної рідини від швидкості обертання і тиску газу,

що дозволяє швидко і правильно скоригувати технологічні режими для процесу отримання композиційного матеріалу, а також обробки розплаву газовим або газолазерним потоком, уникаючи складних математичних розрахунків. Досліджено особливості руху рідини в реакторі, і інші необхідні технологічні параметри.

### **3.3. Реалізація вимушеного руху розплаву в реакторі змішування в наслідок управління гідродинамікою потоку**

З метою зменшення економічних і енергетичних витрат на реалізацію обертання розроблена нова конструкція реактора, яка дозволяє змінюючи умови подачі розплаву керувати гідродинамікою формування суспензійного розплаву.

В даному розділі досліджено гідродинамічні особливості формування суспензійного розплаву в реакторі змішування в залежності від зміни умов подачі розплаву, композитної складової і впливу газолазерного потоку; визначення траєкторії руху частинок і їх розподілу в газовому і рідинному потоках, а також інших технологічних параметрів.

*Методика проведення досліджень.* Для реалізації запропонованого способу розроблена схема, переставлена на рис. 3.9.

З метою зменшення об'єму розплаву, що піддається обробці газолазерним потоком, змінена конструкція реактора змішування, яка складається з ємності 4 у вигляді еліптичного параболоїда обертання і втулки 5. Форма внутрішнього каналу реактора (зони утворення суспензії) обрана з умови забезпечення рівномірності зливу рідини без утворення застійних зон у вигляді конуса з кутом нахилу твірної щодо вертикальної осі  $20^\circ$  [розділ 3.1]. Форма зливного каналу циліндрична.

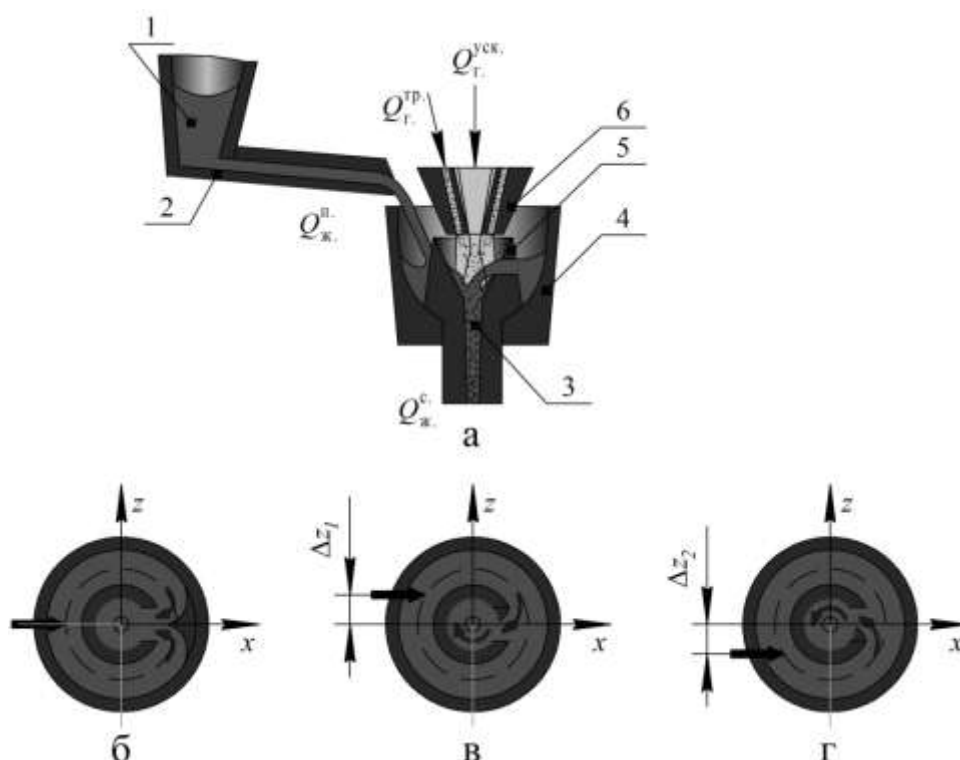


Рисунок 3.9 – Схема процесу безперервного отримання суспензійного розплаву: а - загальний вигляд, б - подача потоку рідини по центру реактора, в - подача потоку рідини на відстані  $\Delta z_1$  щодо осі ОХ, г - подача потоку рідини, зміщеного на відстань  $\Delta z_2$  щодо осі ОХ

Дана схема передбачає подачу розплаву 1 через дозуючий лоток 2 в реактор змішування, при цьому сталість температури в реакторі забезпечується термостатом. Потік рідини, що подається вдаряючись об стінку втулки, розтинається на два потоки і обтікаючи з двох боків втулку реактора, додатково нагріває її, а, отже, і зону утворення суспензії. Після чого протікаючи через виріз в реакторі, потрапляє під дію газолазерного потоку, де і відбувається утворення суспензійного розплаву 3. Надалі суспензійний розплав з реактора змішування через канал потрапляє в кристалізатор або ливарну форму.

Залежно від зміщення потоку рідини, що подається в реактор розглянуто кілька можливих варіантів. У першому випадку рідинний потік подавали по центру реактора змішування (рис. 3.9, б), в другому випадку рідинний потік, зміщений відносно осі ОХ по колу радіусом  $OR$  на величину  $\Delta z_1$  (рис. 3.9, в), в

третьому аналогічно другому, проте зміщений щодо осі ОХ на величину  $\Delta z_2$  (рис. 3.9, г).

Вибір фурм 1 і 2, здійснювався на основі раніше проведених досліджень [розділ 3.2], в яких передбачено наявність двох газових потоків, перший - газолазерної, другий - що транспортує частки. У конструкції цих фурм реалізовано закручування потоку, що транспортує частинки за годинниковою стрілкою для забезпечення найбільш рівномірного нагріву частинок лазерним випромінюванням.

Для реалізації поставлених завдань проведено математичне моделювання на основі методів чисельної гідрогазодинаміки з використанням трифазного математичної моделі пакета ANSYS CFX. Моделювання процесів руху рідини, частинок і газу проводилося із застосуванням чисельного рішення усереднених рівнянь Нав'є - Стокса і моделей турбулентної в'язкості для їх замикання.

В якості модельної рідини використовували розплав алюмінію (молярна маса - 26,98 кг/кмоль, густина - 2330,5 кг/м<sup>3</sup>, динамічна в'язкість - 0,002 Па с.), а в якості газу - повітря і аргон.

У даній роботі розглянуто процес в якому для кожного з можливих варіантів накладено умова рівності витрати рідини, що подається  $Q_{Пж}$  і витрати рідини, що зливається  $Q_{Сж}$ , при умові не потрапляння повітря в зливний канал реактора. Також граничними умовами даного процесу є: умова мінімізації об'єму модельної рідини в зоні утворення суспензії; синхронізація подачі порошку і рідини, що зливається в заданому співвідношенні.

При проведенні моделювання витрата рідини, що подається склала 0,027 - 0,035 кг/с. Витрату газу, що транспортує частки варіювали в інтервалі від  $1 \times 10^{-4}$  до  $2 \times 10^{-4}$  кг/с, при цьому витрату газолазерного потоку взяли рівним  $4,67 \times 10^{-5}$  кг/с. Кількість поданих частинок за 1 с через канал діаметром 4 мм задали - 44723. Витрата, діаметр і густина частинок, що подаються склала  $3,39 \times 10^{-3}$  кг/с, 500 мкм і 7800 кг/м<sup>3</sup> відповідно.

*Аналіз отриманих результатів чисельного моделювання.* На рис. 3.8 показано результати математичного моделювання для першого варіанту подачі

рідини з використанням фурми 1, де відстань від зрізу сопла фурми до зливного каналу ( $h$ ) склало 14 мм, а сумарна витрата газу, що транспортує частинки і газолазерного потоку ( $Q_{г.сум.}$ ) –  $1,467 \times 10^{-4}$  кг/с. Для даного випадку характерно рівномірне заповнення рідиною вирізу в реакторі змішування, що забезпечує практично ламінарний злив рідини без утворення воронки.

Результати проведеного моделювання потоку газу, що транспортує частки, для фурми 1 (рис. 3.10, а, б) показують, що внаслідок його закручування при впливі відцентрових сил забезпечується рух частинок по спіралі. Оскільки конструкція фурми передбачає фокусування газопорошкового потоку, що транспортує частинки на відстані ( $H_1$ ) 1,5 мм від зрізу сопла фурми, то під дією прямолінійного газолазерного потоку, що подається в центральний канал фурми, збільшується розсіювання частинок по поверхні каверни, що знижує можливість їх коагуляції і коалесценції в розплаві. При цьому у фокусі газопорошкового потоку частинки розташовані у вигляді кільця (тора) з мінімальним розподілом в центрі і максимальним по периферії. Для нагріву всього потоку частинок, що подаються фокус лазерного випромінювання розміщували вище фокуса газопорошкового потоку по центру зрізу сопла фурми, що забезпечувало нагрів частинок в зафокальній області лазерного випромінювання.

Встановлено, що зі збільшенням відстані від зрізу сопла фурми до поверхні розплаву в поперечному перерізі реактора (площині XOY) відбувається зниження швидкості газопорошкового потоку (рис. 3.10, г), при цьому в перетині найбільш віддаленого від зрізу сопла фурми внаслідок комплексної дії газового середовища захопленого рідинним потоком і самого потоку рідини на газопорошковий потік відбувається зміщення його максимального значення швидкості в протилежну сторону подачі розплаву. З рис. 3.10 (а) видно, що в області утворення суспензії формується зона застою, усунення якої, можливо, змістивши фурму вліво на відстань 1 мм, що забезпечує розташування піку швидкості газопорошкового потоку (рис 3.10, г, графік 3) по центру зливного каналу (зони утворення суспензії).



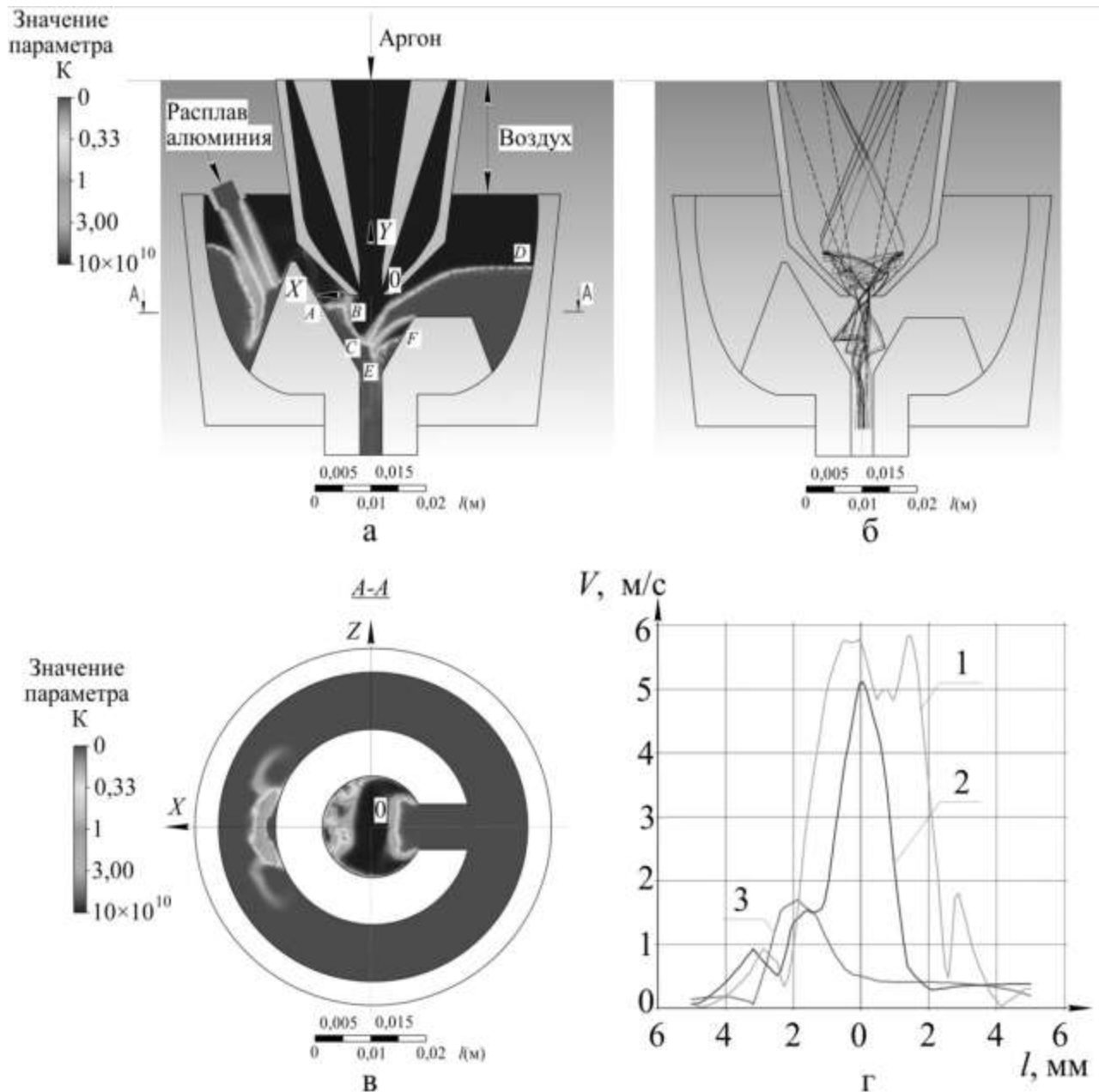


Рисунок 3.10 – Форма вільної поверхні модельної рідини в ректорі з вимушеним перемішуванням розплаву з використанням фурми 1 при  $h = 14$  мм та залежності зміни швидкості газового потоку на різній відстані від зрізу сопла фурми в поперечному перетині площини XOY: а - в площині XOY, в - в площині YOZ, яка зміщена по осі Y на відстані 5 мм від центру координат, б - траєкторія руху частинок; г - криві зміни швидкості газопорошкового потоку по координаті X в площині XOY при  $Q_{г.сум} = 0,0001467$  кг/с; 1 - на відстані 1 мм від зрізу сопла фурми; 2 - на відстані 3,5 мм від зрізу сопла фурми і 3 - на відстані 7 мм від зрізу сопла фурми

Після зіткнення частинок з розплавом реактора змішування, їх початкова швидкість знижувалася до швидкості рідинного потоку. Надалі частки переміщалися спільно з модельною рідиною в зливний канал.

Зміна витрати газу ( $Q_{г.сум.}$ ) від 0,0001967 до 0,0002467 кг/с призводить до потрапляння повітря в зливний канал, а при подальшому збільшенні до його закупорювання (перекриття) газовим потоком. Зменшення витрат газу нижче 0,0001467 кг/с є не раціональним через погіршення транспортування дисперсного матеріалу і розподілу його в газовому потоці. Отже, найбільш оптимальним діапазоном значень для витрат газу при  $h = 14$  мм є від 0,0001467 до 0,0001967 кг/с.

Зі збільшенням відстані від зрізу сопла фурми до розплаву ( $h = 19$  мм), при витраті газу  $Q_{г.сум.} = 0,0001467$  кг/с, відбувається розширення області розподілу частинок по поверхні рідини. Однак при такому зміні відстані  $h$  зменшується тиск струменя газу на поверхню модельної рідини, що знижує швидкість витікання рідини через канал. Отже, відбувається підвищення об'єму рідини в реакторі (в зоні утворення суспензії) і зменшення глибини каверни від 7 мм до 5 мм, при цьому збільшується кількість введеної композиційної складової в розплав. Подальше збільшення відстані  $h$  призведе до розсіювання частинок за границю реактора, що є неприпустимою умовою. Збільшення витрати газу до  $Q_{г.сум.} = 0,0002467$  кг/с призведе до збільшення глибини каверни ( $H_2 = 7$  мм) при цьому час перебування частинок в зоні лазерного нагріву зменшується і вимагає додаткового збільшення потужності лазерного випромінювання для нагрівання частинок до заданої температури. Тому, найбільш оптимальним для варіювання значень  $h$  в обраному інтервалі зміни витрати газу є діапазон від 14 до 19 мм.

Встановлено, що в умовах зміщення на  $\Delta z_1$  (другий варіант подачі рідини) з використанням фурми 1 відбувається переважне заповнення реактора (зони утворення суспензії) рідиною з боку зміщення, тобто спостерігається нерівномірність заповнення, що призводить до утворення воронки. При цьому обертання рідини в реакторі також як і газопорошкового потоку здійснюється

за годинниковою стрілкою. Внаслідок цього при  $h = 14$  мм і  $Q_{г.сум.} = 0,0001467$  кг/с відбувається потрапляння повітря в зливний канал, що неприпустимо при отриманні суспензійного розплаву. Для усунення цього недоліку необхідно або зменшувати витрата газу, або збільшувати відстань  $h$ . Зменшення витрат газу нижче вказаного значення як уже говорилося вище, є не раціональним, з цього здійснюємо, підняття фурми на відстань  $h = 19$  мм, оскільки при менших значеннях  $h$  відбувається потрапляння повітря в зливний канал. Для даної умови подачі рідини при заданому значенні  $h$  відбувається зміна об'єму рідини подібно до першого варіанту (без зміщення потоку рідини, що подається) при таких же  $h$  і  $Q_{г.сум.}$ , проте форма самої каверни внаслідок обертання рідини зміниться (рис. 3.11, б, крива - ABC). Подальше збільшення  $h$  призведе до розсіювання частинок за границі реактора змішування.

На рис. 3.11 (г) представлені результати зміни швидкості газопорошкового потоку в поперечному перерізі реактора на різній відстані від зрізу сопла фурми, які показують, що зі збільшенням відстані  $h$  при зміщенні потоку рідини значення піків кривих 1-2 практично рівні, а зміна їх форми має схожу тенденцію. Зі збільшенням відстані від зрізу сопла фурми значення піку кривої 3 зменшується, що обумовлено дисипацією кінетичної енергії в потоці. Таким чином, на відстані 1..6 мм від сопла зміна швидкості газопорошкового потоку по його перетину має високу рівномірність, а зі збільшенням цієї відстані від 6 до 12 мм (крива 3) рівномірність зміни швидкості зменшується. При цьому в перетині найбільш віддаленого від зрізу сопла фурми аналогічно розглянутому вище випадку відбувається зміщення піку на кривій 3 в протилежну сторону подачі розплаву.

Для цього випадку (рис. 3.9, в) утворення воронки призводить до зміни траєкторії руху частинок в зливному каналі. Траєкторія стає спиралевидною (рис. 3.11, б.). При цьому відбувається перерозподіл частинок по перетину рідинного потоку. Якщо розглядати розподіл часток в площині зрізу потоку в зливному каналі, то основна частина частинок розподілена на периферії даного перетину з мінімальним вмістом їх в центрі.

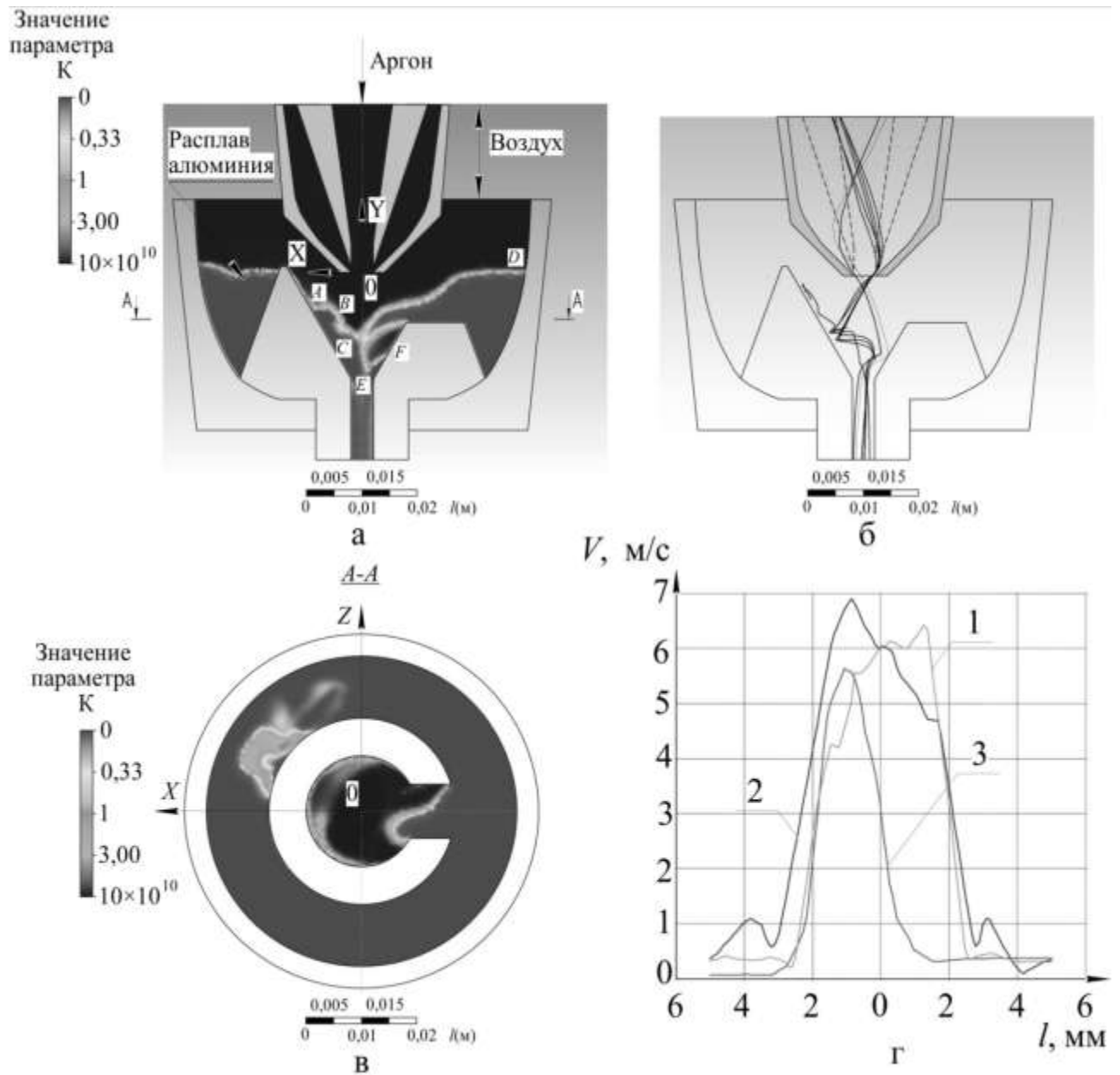


Рисунок 3.11 – Форма вільної поверхні модельної рідини в ректорі з вимушеним перемішуванням розплаву з використанням фурми 1 при  $h = 19$  мм та залежності зміни швидкості газового потоку на різній відстані від зрізу сопла фурми в поперечному перетині площини XOY: а - в площині XOY, в - в площині YOZ, яка зміщена по осі Y на відстані 9 мм від центру координат, б - траєкторія руху частинок; г - криві зміни швидкості газопорошкового потоку по координаті X в площині XOY при  $Q_{г.сум} = 0,0001467$  кг/с; 1 - на відстані 1 мм від зрізу сопла фурми, 2 - на відстані 6 мм від зрізу сопла фурми і 3 - на відстані 12 мм від зрізу сопла фурми

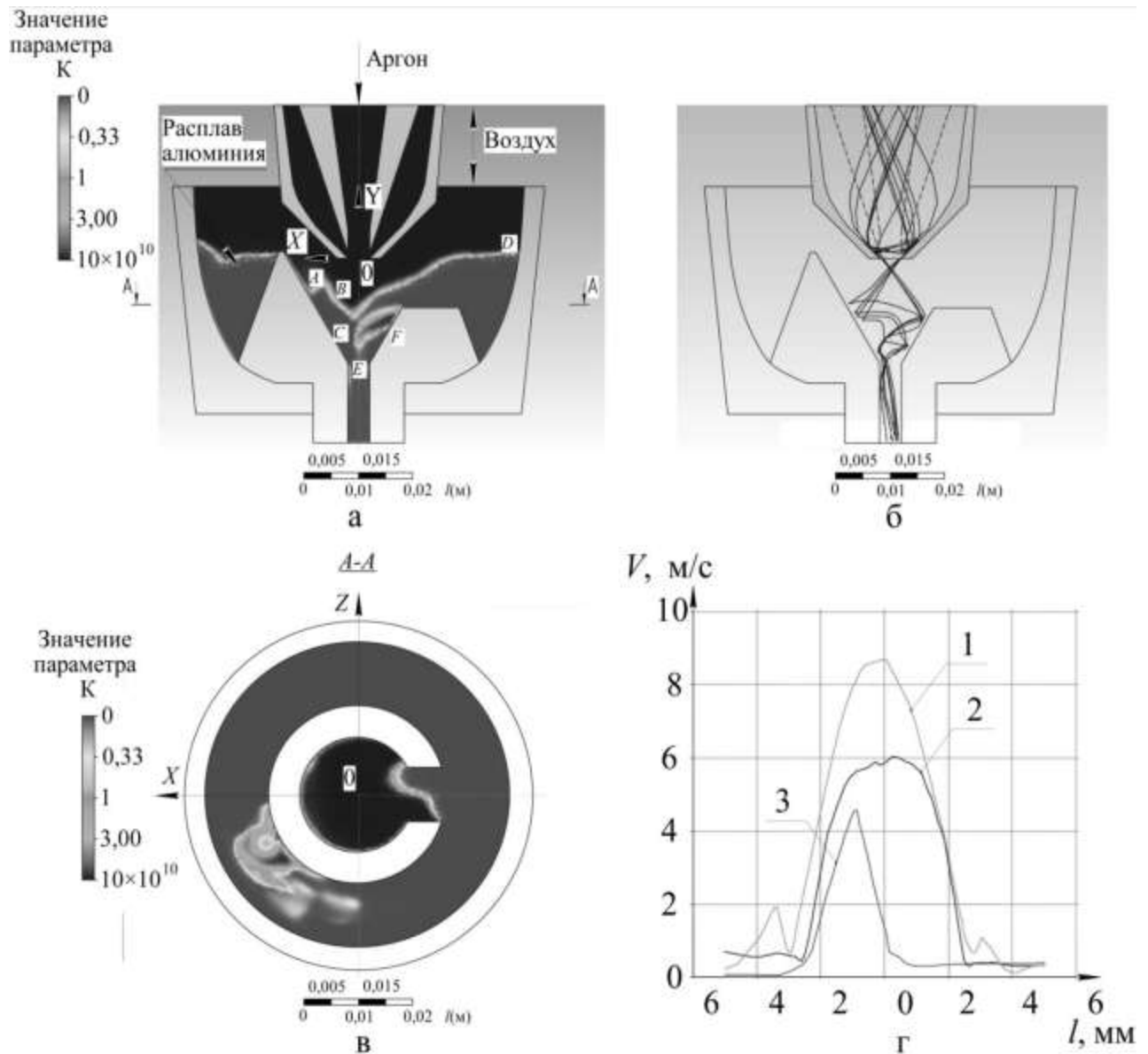


Рисунок 3.12 – Форма вільної поверхні модельної рідини в ректорі з вимушеним перемішуванням розплаву з використанням фурми 1 при  $h = 19$  мм та залежності зміни швидкості газового потоку на різній відстані від зрізу сопла фурми в поперечному перетині площини XOY: а - в площині XOY, в - в площині YOZ, яка зміщена по осі Y на відстані 9 мм від центру координат, б - траєкторія руху частинок; г - криві зміни швидкості газопорошкового потоку по координаті X в площині XOY при  $Q_{г.сум} = 0,0001467$  кг/с; 1 - на відстані 1 мм від зрізу сопла фурми, 2 - на відстані 6 мм від зрізу сопла фурми і 3 - на відстані 12 мм від зрізу сопла фурми

Для третього варіанту зміщення рідинного потоку, що подається проти годинникової стрілки (рис.3.9, г) при  $h = 14$  мм і  $Q_{г.сум.} = 0,0001467$  кг/с також

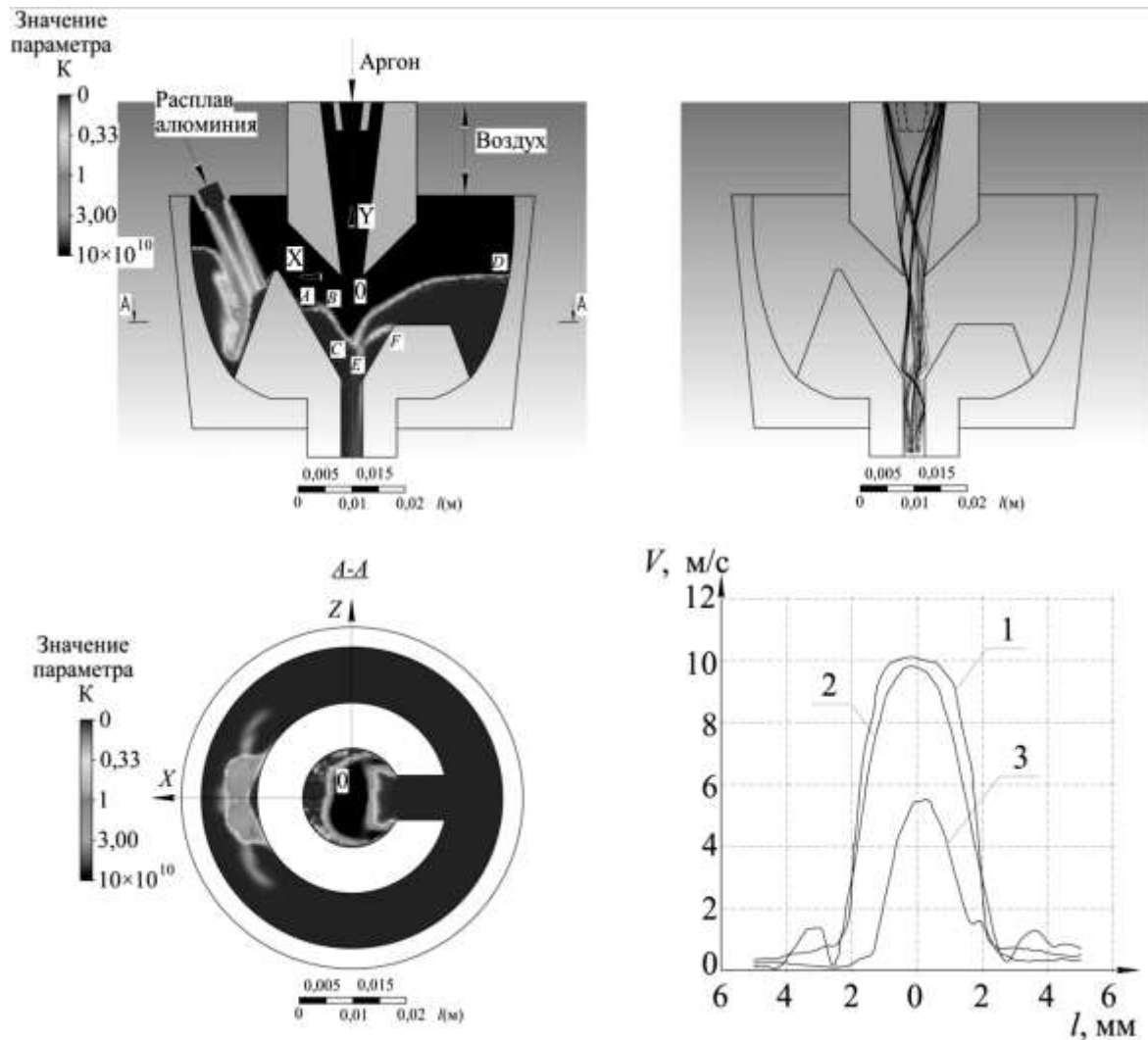
як і для другого варіанта відбувається потрапляння газу в зливний канал, що є неприйнятним. Збільшення відстані  $h$  від 14 до 19 мм, а отже і підвищення об'єму рідини в реакторі змішування при  $Q_{г.сум.} = 0,0001467$  кг/с призводить до зміни форми вільної поверхні рідини, що обумовлено зустрічним рухом газового і рідинного потоків (рис. 3.12, б, крива - ABC).

Аналогічно попереднім двом випадкам при зустрічному русі рідинного і газового потоків зі збільшенням відстані від зрізу сопла фурми відбувається зменшення швидкості потоку і зміщення піку кривої 3 (рис. 3.12, г) в протилежну сторону подачі розплаву. Однак на відстані від 1 до 6 мм значення піків кривих 1-2 має найбільшу різницю порівняно з розглянутими випадками, що призводить до зменшення рівномірності зміни швидкості в поздовжньому перетині потоку.

Зустрічний рух рідинного і газового потоків в даному варіанті збільшує контактну швидкість частинок і рідинного потоку. Однак на відміну від попереднього випадку спиралевидна траєкторія руху частинок закручена проти годинникової стрілки.

Отже, зміна умов подачі потоку рідини в реактор з утворенням воронки покращує умови занурення частинок в розплав. При цьому реалізація умови не потрапляння повітря в зливний канал вимагає збільшення відстань  $h$  від фурми до розплаву.

Для фурми 2 (рис. 3.13) при  $h = 14$  мм і  $Q_{г.сум.} = 0,0001467$  кг/с зміни вільної поверхні рідини і траєкторії руху частинок мають таку ж тенденцію як і для фурми 1. Однак в самій конструкції фурми 2 передбачено змішання двох потоків (транспортують частки і газолазерного) в один однорідний, що дозволило отримати більш стислий газопорошкового потік на виході з фурми. Це дало можливість збільшувати відстань ( $h$ ) від зрізу сопла фурми до поверхні розплаву до 24 мм, підвищити початкову швидкість введення частинок в розплав при тих же параметрах  $h$  і  $Q_{г.сум.}$ .



а - в

Рисунок 3.13 – Форма вільної поверхні модельної рідини в ректорі з вимушеним перемішуванням розплаву з використанням фурми 2 при  $h = 19$  мм та залежності зміни швидкості газового потоку на різній відстані від зрізу сопла фурми в поперечному перетині площини  $XOY$ : площині  $XOY$ , в - в площині  $YOZ$ , яка зміщена по осі  $Y$  на відстань 9 мм від центру координат (зріз  $A-A$ ), б - траєкторія польоту частинок; г - криві зміни швидкості газопорошкового потоку по координаті  $X$  в площині  $XOY$  при  $Q_{г.сум} = 0,0001967$  кг/с (1 - на відстані 1 мм від зрізу сопла фурми, 2 - на відстані 6 мм від зрізу сопла фурми і 3 - на відстані 12 мм від зрізу сопла фурми)

Зі збільшенням відстані від зрізу сопла фурми 2 до поверхні розплаву в поперечному перерізі реактора (рис. 3.13, г) аналогічно фурмі 1 відбувається зменшення швидкості газопорошкового потоку. При цьому форма піків кривих

1-3 практично симетрична щодо вертикальної осі. Рівномірність зміни швидкості по довжині газопорошкового потоку на відстані від зрізу сопла фурми 1-6 мм є високою, а зі збільшенням відстані від 6 до 12 мм зменшується. Застійна зона в області формування суспензії внаслідок впливу на рідинний потік більш стислого газопорошкового зменшується.

Для даної фурми спиралевидна траєкторія руху частинок в порівнянні з фурмою 1 на виході з внутрішніх каналів стає більш витягнутою. Обробку лазерним випромінюванням частинок для цієї фурми також як і для попереднього випадку вели в зафокальній області, але при зміщенні фокусу лазерного випромінювання щодо зрізу сопла фурми в глиб фурми на 3 мм, що дозволило максимально ефективно обробити газопорошковий потік лазерним випромінюванням.

Таким чином, особливості формування газолазерного і газопорошкового потоків в даній фурмі дозволяє збільшити час обробки частинок лазерним випромінюванням і підвищити початкову швидкість вильоту частинок з фурми.

### **3.4. Дослідження процесів утворення суспензійного розплаву, що забезпечується лазерною обробкою рухомого струменя розплаву**

З метою підвищення ефективності лазерної обробки та покращення введення частинок в розплав, що забезпечується зменшення області формування суспензійного розплаву розроблена нова конструкція реактора з обробкою струменя розплаву (рис. 3.14), який безперервно піддається лазерному впливу та активно рухається в реакторі (витікає з нього).

Для реалізації поставлених завдань проведено імітаційне моделювання на основі методів чисельної гідрогазодинаміки з використанням трифазної математичної моделі пакета ANSYS CFX. Моделювання процесів руху рідини, частинок і газу проводилося із застосуванням чисельного рішення усереднених рівнянь Нав'є - Стокса і моделей турбулентної в'язкості для їх замикання.



В якості модельної рідини використовували розплав алюмінію (молярна маса - 26,98 кг/кмоль, густина - 2330,5 кг/м<sup>3</sup>, динамічна в'язкість - 0,002 Па с), а в якості газу - повітря і аргон.

Граничними умовами даного процесу є: умова мінімізації об'єму модельної рідини в зоні утворення суспензії; синхронізація подачі порошку і рідини, що зливається в заданому співвідношенні.

При проведенні моделювання витрата рідини, що подається склала 0,005 - 0,02 кг/с. Витрату газу, що транспортує частинки варіювали в інтервалі від  $5 \times 10^{-5}$  до  $2 \times 10^{-4}$  кг/с, при цьому витрату газолазерного потоку взяли рівним  $4,67 \times 10^{-5}$  кг/с. В роботі використовувалися частинки зі сталі Р6М5 та карбїду кремнію в інтервалі зміни діаметра від 150 до 500 мкм. Витрата сталевих частинок склала  $6,39 \times 10^{-3}$  кг/с, а з матеріалу карбїду кремнію  $3,14 \times 10^{-3}$  кг/с відповідно.

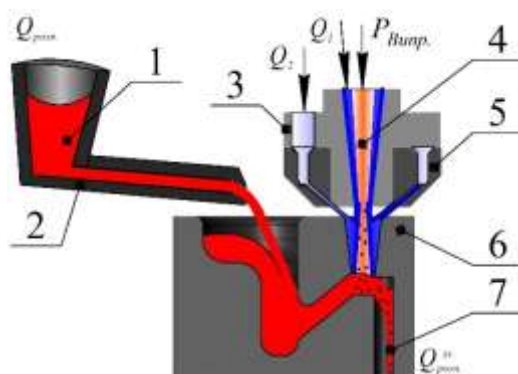


Рисунок 3.14 – Схема процесу отримання суспензійного розплаву при обробці рухомого струменя газолазерним потоком

В результаті проведення модельних експериментів та комп'ютерного моделювання встановлено гідродинамічні особливості формування суспензії при різних співвідношеннях густини частки і розплаву.

В інтервалі витрати двох газових потоків (газу, що транспортує частки варіювали та газолазерного потоку.) від  $0,1 \times 10^{-4}$  до  $1,467 \times 10^{-4}$  кг/с при заданій найменшій витраті модельної рідини 0,01 кг/с відбувається переповнення рідиною області лазерного впливу (області формування

суспензії), що не дозволяє отримати суспензію з заданим співвідношенням «включень-матричний розплав» та не відповідає заданим граничним умовам.

Встановлено, найбільш оптимальні параметри витрати сумарного газового потоку при витраті рідини від 0,01 кг/с склали від  $1,467 \times 10^{-4}$  кг/с до  $2 \times 10^{-4}$  кг/с. Представлено розподіл об'ємної концентрації газ-рідина (Рис. 3.15, а) та встановлено, що обробка струменю розплаву при заданих параметрах газу аргону та модельної рідини ( $Q_{г.сум.} = 1,467 \times 10^{-4}$  кг/с и  $Q_{рід} = 0,01$  кг/с) відбувається без утворення повітряної каверни.

Збільшення витрати модельної рідини до 0,015 кг призведе до необхідності збільшення витрати сумарного газового потоку до  $2 \times 10^{-4}$  кг/с з метою дотримання граничних умов мінімізації об'єму модельної рідини в зоні утворення суспензії. Збільшення витрати сумарного газового потоку до  $2,467 \times 10^{-4}$  кг/с призведе до закупорювання каналів реактора газом та частинками, які транспортуються в потоці, що є неприпустимим.

Таким чином отримано найбільш оптимальні параметри витрати рідини та газу при яких відбувається синхронізація наповнення та витікання рідини з подачею частинок в газолазерному потоці без закупорювання каналів реактора газом та переповнення рідиною області лазерного впливу. Витрати газу при витраті рідини 0,01 кг/с складає від  $1 \times 10^{-4}$  до  $1,5 \times 10^{-4}$  кг/с, а при  $Q_{рід} 0,015$  кг/с від  $1,5 \times 10^{-4}$  до  $2 \times 10^{-4}$  кг/с.

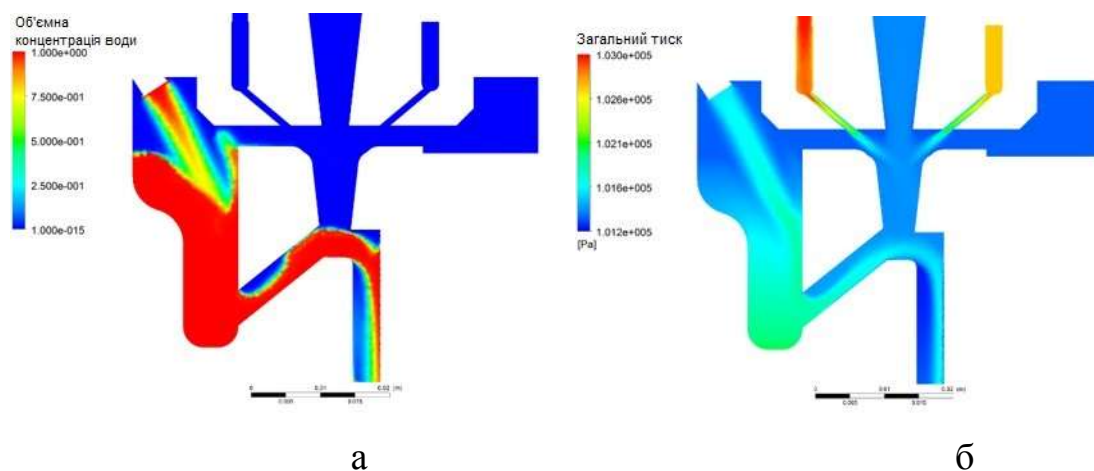


Рисунок 3.15 – Розподіл об'ємної концентрації газ - рідина (а) та полів тиску (б) в реакторі змішування при витраті модельної рідини  $Q_{рід} = 0,01$  кг/с і газу  $Q_{г.сум.} = 1,467 \times 10^{-4}$  кг/с

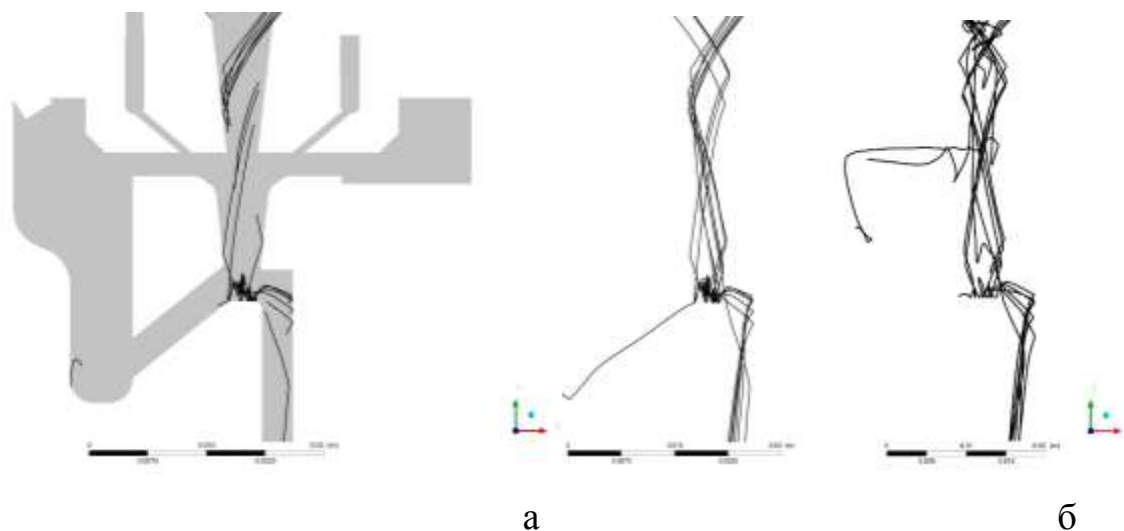


Рисунок 3.16 – Результати комп'ютерного моделювання траєкторії руху частинок в газовому та рідинному потоці при витраті модельної рідини  $Q_{\text{рід}} = 0,01$  кг/с і газу  $Q_{\text{г.сум.}} = 1,467 \times 10^{-4}$  кг/с: а – для сталевих частинок діаметром 500 мкм, б – для частинок SiC діаметром 150 мкм

Проведені дослідження зміни траєкторії руху для сталевих частинок та карбиду кремнію в інтервалі зміни діаметра от 150 до 500 мкм. Встановлено, що в наслідок високої інерційності траєкторія частинок практично не змінюється. Представлено траєкторії руху сталевих частинок діаметром 500 мкм (рис. 3.16, б) і визначено, що утворення пережиму газопорошкового потоку відбувається на виході з фурми на відстані від зрізу сопла фурми 3 мм, що забезпечує обробку частинок на виході із фурми в за фокальній області лазерного випромінювання.

На рис. 3.17 наглядно представлена зміна швидкості рідинного потоку по координаті X в зливному каналі реактора змішування з обробкою струменю розплаву в поперечному перетині потоку на різній відстані від зрізу сопла фурми. В результаті аналізу зміни полів швидкості рідинного потоку показано, що поблизу поверхні зливного каналу швидкість руху рідинного потоку має найбільш рівномірний розподіл з максимальним значення швидкості в центрі каналу реактора. Встановлено, що зі збільшення відстані від зрізу сопла фурми в зливному каналі реактора відбувається збільшення піків кривих 2 і 3 (рис 2.6) біля бокової стінки реактора, що підвищує нерівномірність зміни швидкості

потоків витікання рідин. Отримані результати дозволять варіювати положення реактора відносно ливника ливарної форми або підкладки для отримання наплавки на її поверхню.

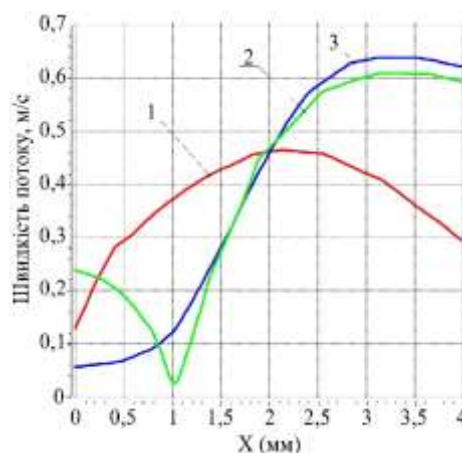


Рисунок 3.17 – Зміна швидкості рідинного потоку по координаті  $X$  в зливному каналі реактора при витраті модельної рідини  $Q_{\text{рід}} = 0,01$  кг/с і газу  $Q_{\text{г.сум.}} = 1,467 \times 10^{-4}$  кг/с: 1 – на відстані 30 мм від зрізу сопла фурми, 2 – на відстані 45 мм, 3 – на відстані 60 мм

Данна конструкція реактора рекомендована для співвідношення густини частинок і розплаву більше або рівно 1 та дозволяє поліпшити ефективність введення частинок в розплав.

Проведено порівняння зазначених конструкцій реакторів змішання (рис. 3.18) при однакових умовах введення нагрітих в газолазерному потоці частинок в розплав і встановлено, що застосування реактора з примусовим перемішуванням розплаву (рис. 3.18, криві 1) в результаті впливу відцентрових сил на розплав сприяє зниженню швидкості витікання рідини з реактора, отже, кількість частинок, що вводяться в розплав, збільшиться в порівнянні з вимушеним перемішуванням розплаву (рис. 3.18, криві 2) і обробкою струменю розплаву (рис. 3.18, криві 3) при однакових параметрах газопорошкового і рідинного потоків.

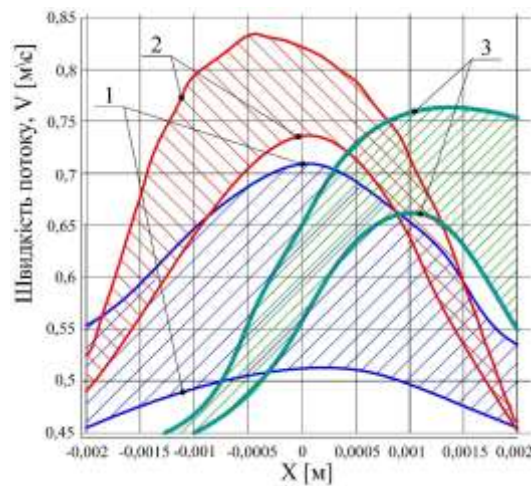


Рисунок 3.18 – Залежність зміни швидкості рідинного потоку по координаті  $X$  в зливних каналах реакторів: 1 - в залежності від швидкості обертання  $30 - 160 \text{ хв}^{-1}$  (реактор з механічним обертання); 2, 3 - в залежності від витрати газу (аргон)  $1 \times 10^{-4} - 3 \times 10^{-4} \text{ кг/с}$  (2 – реактор з вимушеним перемішуванням розплаву та частинок, 3 – реактор з лазерною обробкою рухомого струменя розплаву)

### 3.5 Дослідження взаємодії газопорошкового потоку та лазерного випромінювання в умовах варіювання положення фокуса лазерного випромінювання відносно перетяжки двухфазного потоку

Наступним важливим аспектом при отриманні композиційного матеріалу лазерно-ливарним методом є взаємодія лазерного випромінювання і газопорошкового потоку на поверхні розплаву, позиціонування фокуса лазерного випромінювання щодо перетяжки газопорошкового потоку. З цією метою вибрано дві фурми, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) (рис. 3.8).

Параметри лазерної обробки розплаву наведені в таблиці 3.10.

Таблиця 3.10

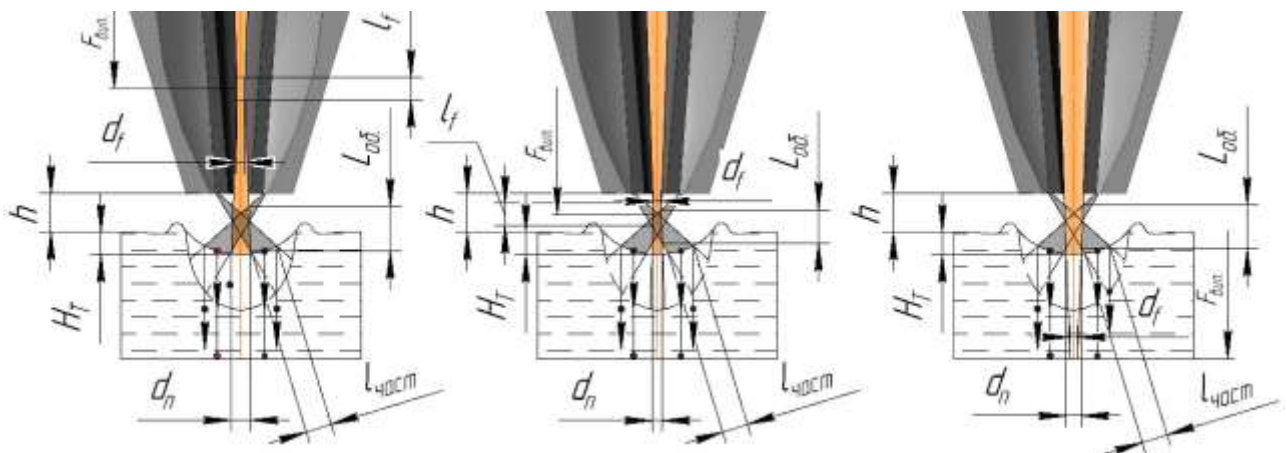
Початкові параметри лазерної обробки розплаву

Фурма, №	Фокусна відстань, $F$ , мм	Діаметр фокуса лазерного випромінювання, $d_f$ , мм	Відстань від зрізу сопла фурми до поверхні розплаву, $h$ мм	Потужність лазерного випромінювання, $P$ кВт	Витрата газу, $Q$ , $\times 10^{-4}$ , кг/с	Глибина каверни, $H_T$ , мм
----------	----------------------------	---	---	--	---	-----------------------------

1	400	1	7,5	0,6-1,2	1,4-2,77	12.6
2	400	1	7,5	0,6-1,2	1,4-2,77	18.87

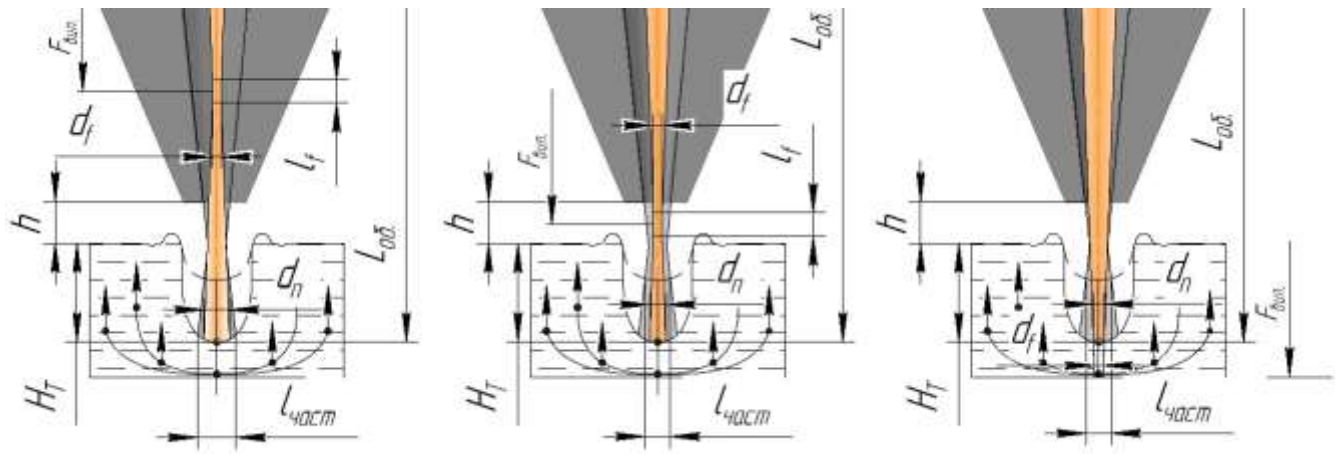
Встановлено, що використання фурми з обробкою частинок на виході з неї формує ширшу каверну і забезпечує розсіювання частинок по всій поверхні каверни (рис. 3.19, а). Визначено, що нагрів частинок необхідно проводити в перетяжці газопорошкового потоку в до фокусній або за фокусній області лазерного випромінювання, що забезпечує найбільш ефективну обробку газопорошкового потоку. Такий вид конструкції фурми рекомендується для співвідношення густини частинок і розплаву більш 1, зокрема для частинок які схильні до процесів коагуляції або коалесценції в розплаві.

Визначено, що для конструкції фурми з обробкою частинок починаючи з середини фурми характерно стислий газопорошковий потік, який формує більш глибоку газову каверну в розплаві (рис. 3.19, б). Зазначена конструкція дозволяє збільшити відстань від зрізу сопла до поверхні розплаву і підвищити час нагрівання частинки в газолазерному потоці. Найбільш ефективна обробка частинок лазерним випромінюванням також досягається в перетяжці газопорошкового потоку в за фокусній області лазерного випромінювання, що дозволяє обробляти не тільки частинки, але і зону розплаву, на яку подаються ці частинки. Дану конструкцію фурми рекомендовано для частинок з густиною, сумісної або нижче густини розплаву.



а





б

Рисунок 3.19 – Схеми розташування фокуса лазерного випромінювання щодо перетяжки газопорошкового потоку для фурми з обробкою частинок: а – фурма з обробкою частинок на виході із внутрішніх каналів, б - починаючи з середини фурми

### 3.6. Дослідження особливостей нагріву частинок при її русі в газолазерному потоці

Використання дисперсних матеріалів в наплавленні, напиленні і інших подібних процесах знайшло широке застосування в науці і техніці, при цьому можуть використовуватися різні джерела нагріву (лазер, плазма, електронний промінь). У багатьох процесах дуже важливо мати уявлення про зміну температури частинки при різній інтенсивності нагріву в залежності від траєкторії і швидкості її руху, власного обертання і часу нагрівання. Пряме вимірювання температури рухомих частинок в тепловому полі досить важко зробити, що пов'язане з рядом складних завдань, внаслідок чого широко застосовуються різні чисельні методи розрахунку, які дозволяють з досить високою точністю визначити розподіл температури, як на поверхні частинки, так і в об'ємі. Для спрощення розрахунків в більшості випадків [127-131] вважають, що внаслідок обертання частинки, її нагрівання відбувається рівномірно і нерівномірність нагріву, що виникає при зміні траєкторії і часу

нагрівання, не враховують. Однак для ряду процесів необхідно мати досить точне уявлення про зміну температури частинки при різних теплових навантаженнях та часу нагрівання. Тому завданням даного дослідження є вивчення температурного поля частинки, яка переміщається в полі лазерного випромінювання при різних швидкостях руху без власного обертання і з обертанням, придбаним при ударі об стінку сопла.

Оскільки в більшості випадків подача частинок в зону створення покриття при наплавленні та напиленні або в розплав для формування композиційного матеріалу здійснюється через фурму або сопло, то завдання формулюємо для руху частинок в фурмі в полі газолазерного потоку.

В якості об'єкта дослідження вибрали найбільш поширену фурму (рис 3.20), яка застосовується в процесах наплавлення і отримання композиційного матеріалу з використанням лазерного випромінювання. У конструкції фурми передбачено канал 2, призначений для подачі частинок в поле лазерного випромінювання. Кут нахилу каналу, через який транспортуються частинки може змінюватися в залежності від умов використання та призначення. У нашому випадку вибір цього кута здійснювався з геометричних можливостей (умов) одноразового дотику об стінку дифузора сопла для більшості частинок. При цьому в каналі 1, через який проходить лазерний промінь, тиск інертного газу дорівнює тиску газу каналу через який транспортуються частинки.

Для проведення дослідження обрано лінзу з фокусною відстанню  $F = 400$  мм і діаметром плями фокусування 2 мм. Фокус лазерного випромінювання розмістили в зоні перетяжки фурми таким чином, щоб обробку частинок лазерним випромінюванням проводили в фокальній і зафокальній області.



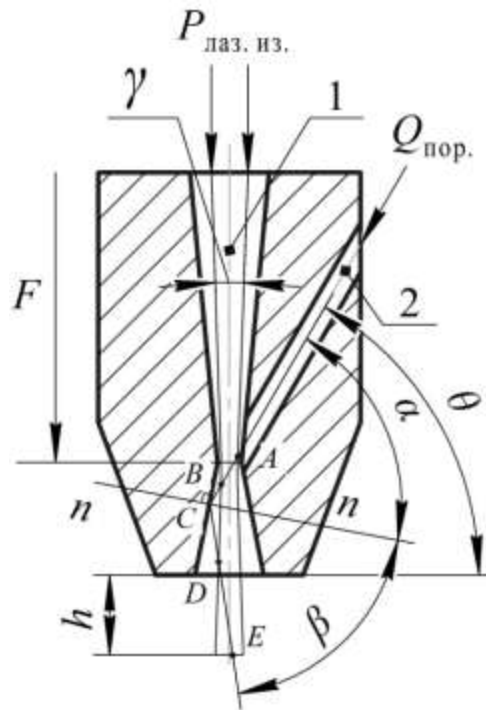


Рисунок 3.20 – Схема лазерної фурми для подачі та нагрівання частинок: 1 – газолазерний канал, 2 – канал для транспортування частинок ( $F$  – фокусна відстань лінзи,  $\alpha$  – кут падіння частинки,  $\beta$  – кут відображення частинки,  $\gamma$  – кут апертури лазерного променя,  $\theta$  – кут нахилу каналу для транспортування частинок,  $n$  – пряма, перпендикулярна стінці дифузора фурми, що проходить через точку зіткнення частинки зі стінкою фурми,  $h$  – відстань від фурми до мішені (поверхні розплаву),  $Q_{\text{пор}}$  – витрата порошку,  $P_{\text{лаз.изл.}}$  – потужність лазерного випромінювання)

У розрахунках приймаємо, що частинки сферичної форми діаметром 500 мкм в фурмі переміщуються в газолазерному потоці без зіткнення між собою і мають одне зіткнення зі стінкою фурми.

Потужність лазерного випромінювання вибирали таким чином, щоб при русі частинки до зіткнення зі стінкою сопла її нагрівання не перевищував температуру плавлення, а подальший рух в полі лазерного випромінювання забезпечувало нагрів частинки до температур плавлення і вище за рахунок часу знаходження її в полі лазерного випромінювання.

*3.6.1. Моделювання траєкторії руху частинки в газолазерному потоці.* На першому етапі досліджень відстань від зрізу сопла фурми до кінцевої точки

руху взяли рівним 10 мм. Початкову швидкість введення частинки в фурму змінювали від 1 до 25 м/с. Матеріал частинки - сталь 20.

На основі методів чисельної гідрогазодинаміки з використанням двофазної математичної моделі пакета ANSYS CFX була визначена траєкторія руху і час перебування частинок в полі лазерного впливу.

Вважаємо, що частка при русі на відрізьку до зіткнення зі стінкою сопла фурми (рис. 3.20) і після зіткнення рухається з постійною швидкістю  $V_1$  і  $V_2$  відповідно, при цьому після зіткнення вона набуває обертання  $\omega$  внаслідок удару об стінку дифузора сопла.

Рішення завдання по визначенню кутової швидкості для частинки проводили на основі системи рівнянь (3.5):

$$\begin{cases} \frac{m\bar{V}_1^2}{2} = \frac{m\bar{V}_2^2}{2} + \frac{J\omega^2}{2}, \\ m\bar{V}_1 = m\bar{V}_2, \end{cases} \quad (3.5)$$

де  $V_1$  - початкова швидкість руху [м/с],  $V_2$  - швидкість руху після удару об стінку дифузора сопла [м/с],  $J = (5 m R^2)/2$  - момент інерції для сферичної частинки [кг м<sup>2</sup>],  $m$  - маса частинки [кг],  $\omega$  - кутова швидкість частинки [рад/с].

На підставі рішення цієї системи рівнянь отримали залежність кутової швидкості  $\omega$  від початкової швидкості руху  $V_1$ , радіуса  $R$ , кута падіння  $\alpha$  і відображення  $\beta$  частинки:

$$\omega = \sqrt{\frac{5}{2} \frac{V_1}{R}} \sqrt{1 - \left( \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \beta} \right)^2}, \quad (3.6)$$

### 3.6.2. Моделювання нагріву частинки в газолазерному потоці.

Розрахунок теплового поля частинки в залежності від потужності лазерного випромінювання та її теплофізичних параметрів здійснювали за допомогою пакета ANSYS Thermal.

Конвективний теплообмін відповідно до рекомендацій [127] задавали всій поверхні частинки 200 Вт/с.

Миттєву густину потужності  $W_i$  на поверхні частинки задавали в залежності від потужності лазерного випромінювання  $P$  і миттєвої відстані  $H_i$  від фокальної площини лазерного випромінювання до паралельної площини радіального перетину частинки відповідно до закону:

$$\frac{\partial W_i(t)}{\partial t} = \frac{A \cdot P}{\pi \cdot t g^2 \frac{\gamma}{2}} \cdot \frac{\partial H_i(t)}{\partial t}, \quad (3.7)$$

де  $A$  – поглинальна здатність частинки,  $\gamma$  – кут апертури (конуса) лазерного випромінювання,  $H_i$  – миттєва відстань від фокальної площини лазерного випромінювання до паралельної площини радіального перетину частинки

Густину потужності по всій зоні перетяжки лазерного випромінювання приймаємо рівною густини потужності в фокальній площині. Теплопередачу частинки стінці дифузора сопла фурми при ударі не враховували.

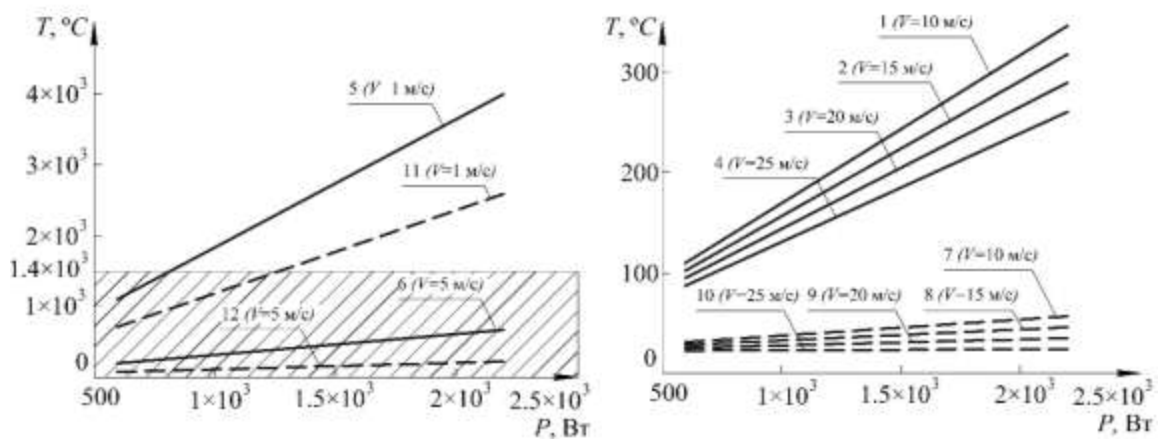
Для зменшення обсягів розрахунків безперервного обертання частинки замінили на імпульсно-поворотний рух. Час одного імпульсу повороту  $\tau$  визначається зі співвідношення:

$$\tau = \frac{\vartheta}{a_{\text{ц}} n} = \frac{\omega R}{\omega^2 R} \cdot \frac{\alpha}{360^\circ} = \frac{\alpha}{360^\circ \omega}, \quad (3.8)$$

де  $v$  – лінійна швидкість, м/с;  $a_{\text{ц}}$  – відцентрове прискорення, м/с<sup>2</sup>;  $n=360^\circ/\alpha$  – кількість секторів;  $\alpha$  – кут повороту, град.

З урахуванням початкових і граничних умов проведено моделювання розподілу температурних полів частинки на відрізку її руху без зіткнення (рис. 3.20). В інтервалі зміни швидкостей руху частинки від 1 до 25 м/с в залежності від потужності лазерного випромінювання можливий нагрів частинки без оплавлення її поверхні (твердий стан), з частковим оплавленням поверхні частинки (рідко-твердий стан), повне її плавлення (рідкий стан) і часткове випаровування (рідкий і газоподібний стан).

Визначили необхідні значення швидкості руху частинки і потужності лазерного випромінювання, при яких дотримується прийняте положення про неприпустимість нагрівання частинки до температур плавлення на відрізок її руху до зіткнення зі стінкою сопла фурми. З рис. 3.21 (а) видно, що при варіантах зміни швидкості руху частинки від 10 до 25 м/с і потужності від 600 до 2200 Вт ця умова не порушується. У діапазоні швидкостей від 1 до 10 м/с прийнята умова виконується тільки в діапазоні заштрихованої області (рис. 3.21, б). Зокрема для швидкості руху 1 м/с виконання умови обмежена потужністю 600 - 800 Вт, для 2 м/с - потужністю 600 - 1000 Вт, для 3 м/с - потужністю 600 - 1500 Вт і виконується при всіх заданих значеннях потужності для швидкостей руху частинки понад 4 м/с. Вище заштрихованої області температура частинки може досягати температур її плавлення або навіть випаровування.



а

б

Рисунок 3.21 – Зміна температури сталюї частинки (1 - 6 опромінена область частинки і 7 - 12 не опромінена область) в залежності від потужності лазерного випромінювання для інтервалу швидкостей її руху: а -  $V = 1 - 10$  м / с, б -  $V = 10 - 25$  м / с

За параметр оцінки нерівномірності нагріву частинки приймаємо різницю температур  $\Delta T = T_{max} - T_{min}$ , як різницю найбільш ( $T_{max}$ ) і найменш ( $T_{min}$ ) нагрітої області частинки. Для частинки, яка рухається без обертання найбільш нагріта є

область, на яку потрапляє лазерне випромінювання, а найменш нагріта – неопромінена область.

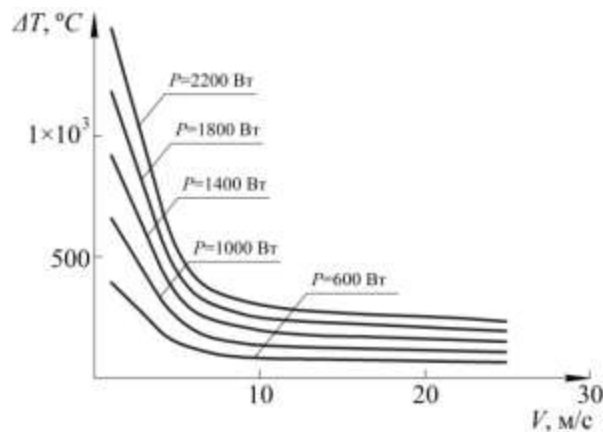


Рисунок 3.22 – Зміна різниці температури нагріву частинки( $\Delta T$ ) в залежності від швидкості її руху і потужності лазерного випромінювання

Розглянемо тенденцію зміни різниці температури частинки в залежності від швидкості її руху в діапазоні 1 - 10 м/с при фіксованих значеннях потужності лазерного випромінювання (рис. 3.22). Зі збільшенням швидкості руху частинки в зазначеному діапазоні при потужності лазерного опромінення потужність 2200 Вт відбувається зниження  $\Delta T$  з 1500 до 300 °С, а при зниженні потужності опромінення до 600 Вт – з 400 до 80 °С.

Також встановлено, що різниця температур при зниженні потужності від 2200 до 600 Вт і фіксованому значенні швидкості руху частинки 1 м/с падає від 1500 до 400 °С, а при швидкості 10 м/с – від 300 до 80 °С.

Таким чином, в діапазоні швидкостей 1 - 10 м/с різниця температури частинки більш чутлива до зміни швидкості руху частинки в порівнянні з впливом потужності лазерного опромінення.

Для діапазону швидкостей руху частинки 10 - 25 м/с проведені аналогічні дослідження, які показують, що вплив цих параметрів на зміну різниці температури має зворотний ефект (рис. 3.22). Тобто в цьому діапазоні зміни швидкостей руху частинки значення різниці температур ( $\Delta T$ ) більш чутливе до зміни потужності лазерного опромінення в порівнянні з впливом швидкості руху частинки.

На відрізках руху  $BC$  і  $CE$  (рис. 3.20) нагрівання частинки лазерним випромінюванням не відбувається. Температурне поле частинки розраховували з урахуванням об'ємного конвективного теплообміну з навколишнім середовищем. Також на цьому проміжку шляху частинка вдаряється об стінку дифузора сопла і набуває обертання, при цьому змінюється напрямок її руху. Розрахунок швидкості руху і обертання проводився відповідно до рівнянь (3.5), (3.6).

Після зіткнення частинки з дифузorzом до початку опромінення вона робить поворот на деякий кут, при цьому поверхня частинки, на яку буде діяти лазерне випромінювання, являє собою частину опроміненої зони на відріжку її руху  $AB$  і частина неопроміненої зони на відрізок  $CE$ , що є вихідними даними для подальшого розрахунку нагріву частинки.

Подальше опромінення частинки згідно траєкторії її руху протікає до кінцевої точки, яка визначається параметром  $h$  (рис. 3.20). На цій ділянці шляху частка робить  $5/6$  обороту при всіх значеннях швидкості її руху. Можна також виділити область поверхні частинки, яка піддається опроміненню на всьому відріжку її шляху. Ця частка становить  $1/6$  поверхні частинки і є найбільш нагріта.

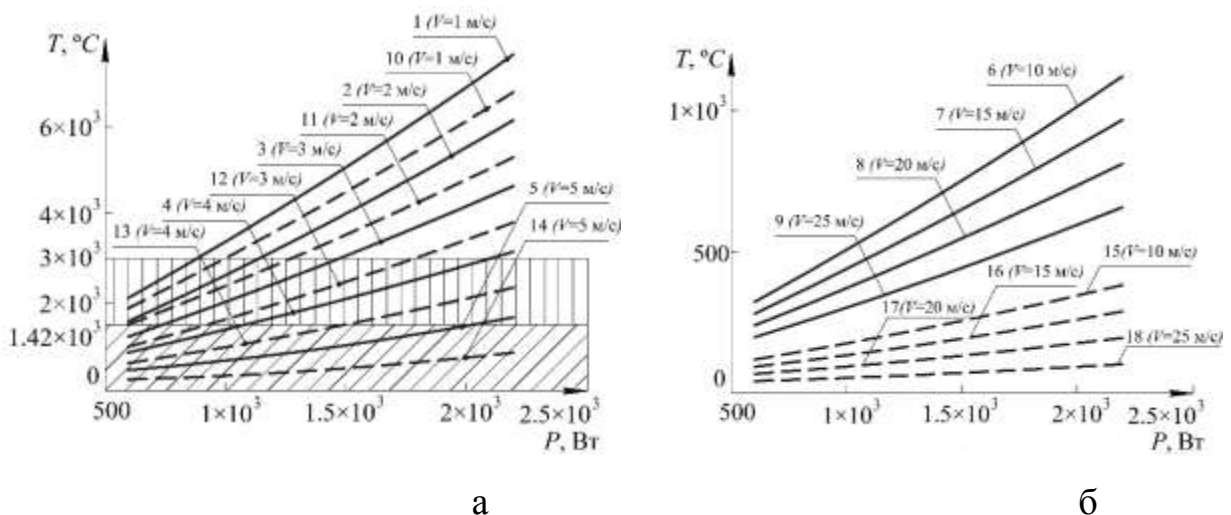


Рисунок 3.23 – Зміна температури сталюї частинки (1 - 9 опромінена область частинки і 10 - 18 не опромінена область) в залежності від потужності лазерного випромінювання для інтервалу швидкостей її руху: а -  $V = 1 - 10$  м / с, б -  $V = 10 - 25$  м / с

На ділянці руху частинки *DE* при швидкості її руху 3 м/с і потужності 600 - 700 Вт, швидкості руху 4 м/с і потужності 600 - 1000 Вт, швидкості руху 5 м/с і потужності 600 - 2100 Вт (рис. 3.23, а), а також в діапазоні швидкостей руху частинки 10-25 м/с і потужності 600 - 2200 Вт (рис. 3.23, б) температура на поверхні частинки не досягає температур її оплавлення, тобто до кінця шляху частинка залишається в твердому стані. Для швидкості руху частинки 1 - 5 м/с нагрів без її оплавлення представлений у вигляді області заштрихованою похилою прямою (рис. 3.23, а).

Область повного плавлення частинки представлена на рис. 3.23, а у вигляді зони заштрихованої вертикальною лінією. У цій області мінімальна температура частинки вище температури ліквідусу, а максимальна – нижче температури випаровування, при цьому частка повністю знаходиться рідкому стані.

Вище цієї області відбувається часткове або повне випаровування. Використання даного режиму для обробки частинок лазерним випромінюванням в нашому випадку вважаємо неприйнятним, так як відбувається руйнування частинки.

Для ряду технологій, в яких використовується нагрів частинок, є необхідність в отриманні поверхневого оплавлення частинки або неповного її плавлення. Тому інтерес викликає область, яка знаходиться на стику двох фазових станів частинки твердої і рідкої і становить інтервал зміни потужності опромінення 700 - 850 Вт при швидкості руху частинки 3 м/с, інтервал зміни потужності 1000 - 1500 Вт при швидкості руху 4 м/с і інтервал зміни потужності 2100 - 2200 Вт при швидкості руху 5 м/с (рис. 3.23, а). Результати математичного моделювання оплавлення частинки для початкової швидкості руху 5 і 4 м/с і потужності лазерного випромінювання потужність 2200 Вт наочно представлені на рис. 3.24 а, б. У першому випадку (рис. 3.24, а) площа оплавлення частинки становить близько 30% всієї її поверхні, а в другому (рис. 3.24, б) - більше 90%. Таким чином, навіть у випадках, коли швидкість обертання частинки досягає 2500 і 3000 хв<sup>-1</sup>, фронт плавлення залишається

близький до плоского, що не дозволяє отримати рівномірного оплавлення поверхні частинки, на відміну від ряду розрахунків [127-131], коли в умовах можливого обертання частинки нагрів лазерним випромінюванням приймається рівномірним з оплавленням її поверхні, а серцевина залишається твердою.

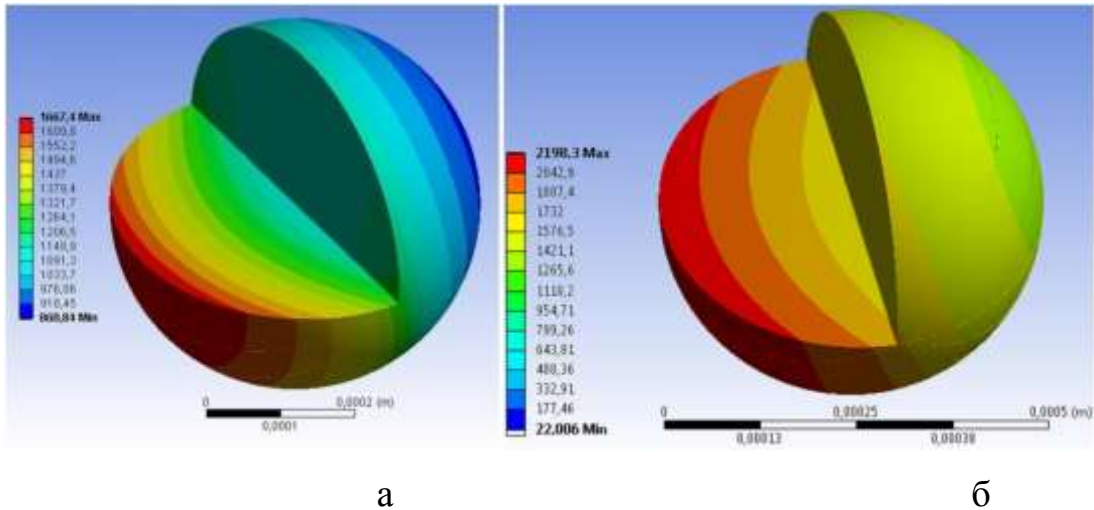


Рисунок 3.24 – Розподіл температури частинки: а - при швидкості руху  $V = 5$  м/с і потужності лазерного випромінювання  $P = 2200$  Вт, б - при швидкості руху  $V = 4$  м/с і потужності лазерного випромінювання  $P = 1500$  Вт

Дослідження нерівномірності нагріву частинки, що обертається (рис. 3.25) показало, що зміна різниці температур  $\Delta T$  в залежності від швидкості руху можна апроксимувати прямою, кут нахилу якої задається функцією потужності лазерного випромінювання.

Визначено, що зі збільшенням швидкості руху частинки, що обертається від 1 до 25 м/с, наприклад, при потужності лазерного випромінювання 2200 Вт  $\Delta T$  змінюється від 960 до 550 ° С, а при 600 Вт від 235 до 160 ° С (рис. 3.25) . Отже, на всьому інтервалі зміни швидкостей руху частинки, що обертається і потужності опромінення, більш ефективний вплив на зміну різниці температур надає потужність лазерного випромінювання. Зі збільшенням швидкості руху частинки і швидкості її обертання відбувається зниження  $\Delta T$ , проте як описано вище, отримані значення швидкості обертання недостатні для повного зняття різниці температур.



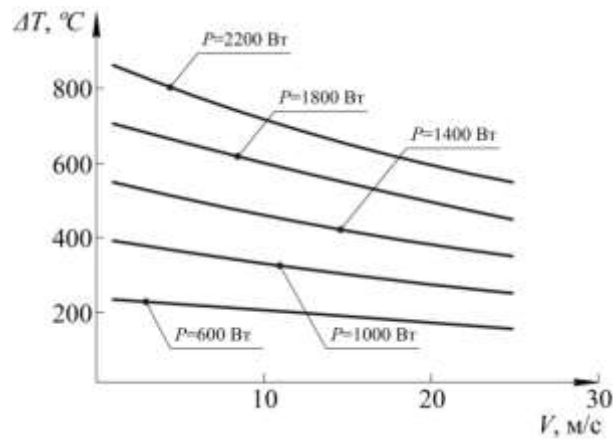


Рисунок 3.25 – Зміна різниці температури частинки ( $\Delta T$ ), що обертається в залежності від швидкості її руху і потужності лазерного випромінювання

*3.6.3. Практична реалізація та аналіз отриманих експериментальних результатів.* Для зіставлення достовірності отриманих результатів при розрахунках проведено ряд експериментів з отримання композиційного матеріалу. Введення частинки здійснювали за допомогою вище зазначеної фурми в розплав бронзи бр.ОЦС 555. Нагрівання частинок здійснювали за допомогою  $\text{CO}_2$  - лазера з довжиною хвилі 10,6 мкм. Швидкість введення частинок контролювали витратою газу перед подачею в фурму. Матеріал частинок - сталь 20. Вихідний стан частинок, що вводяться і геометричні розміри, показані на рис. 3.26.

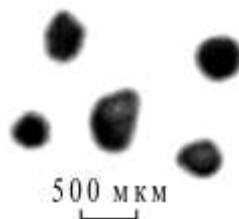
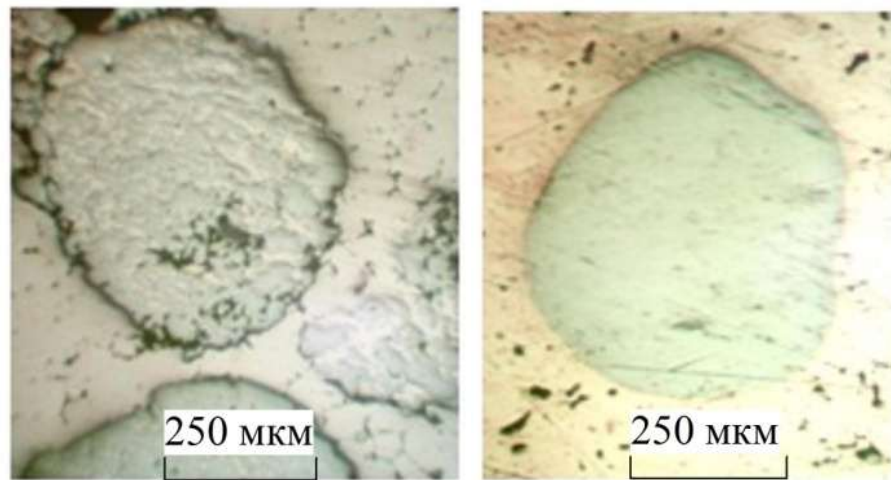


Рисунок 3.26 – Форма і розміри частинок до введення їх в розплав

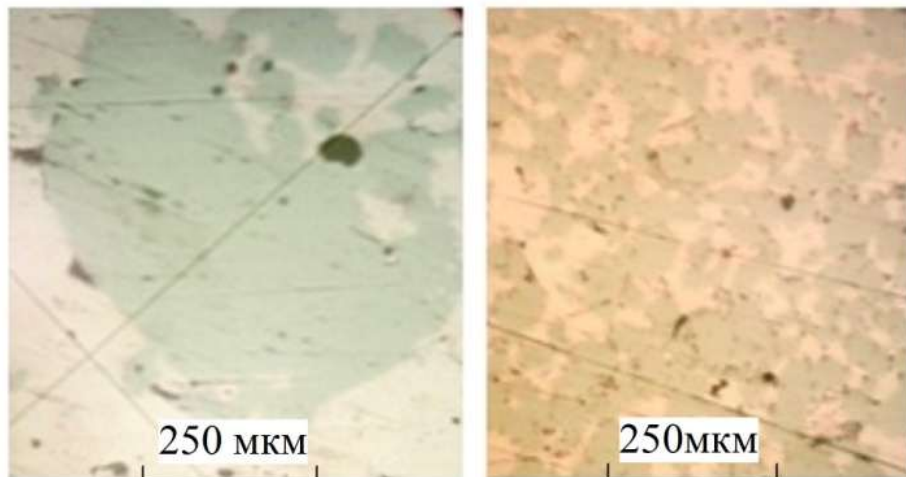
У першому випадку обробку частинок лазерним випромінюванням проводили в області нагріву без оплавлення при  $P = 1000$  Вт і  $V = 5$  м/с.

В результаті дослідження структури зразка виявлено (рис. 3.27, а), що границя з'єднання частинки з матрицею імовірно складається з неметалевих включень, що залишилися на поверхні частинки, внаслідок чого границя є досить широкою і розвиненою (неправильної форми). При цих параметрах нагріву частинок в матриці матеріалу можуть спостерігатися пори. Причиною наявності неметалевих включень по межі і пороутворення є недостатній нагрів частинки (без оплавлення).



а

б



в

г

Рисунок 3.27 – Форма і фазовий стан частинок в матриці металу (а – при  $P=1000$  Вт і  $V=5$  м/с, б – при  $P=2100$  Вт і  $V=5$  м/с, в – при  $P=2200$  Вт і  $V=5$  м/с, г – при  $P=1500$  Вт і  $V=4$  м/с)

В подальшому експерименті обробку частинок лазерним випромінюванням проводили в області часткового оплавлення з використанням потужності лазерного випромінювання  $P = 2100$  Вт і швидкості руху частинки  $V = 5$  м/с (рис. 3.27, б). В цьому випадку простежується зменшення ширини границі розділу частинка-матриця, при цьому візуально виявляється нерівномірність нагріву частинки, що легко визначити по товщині цієї границі. Форма частинки змінюється і стає близькою до сферичної.

В інтервалі більш високих температур нагрівання частинки (рис. 3.27, в), спостерігається її часткове подрібнення, яке відбувається приблизно в найбільш нагрітій області частинки. Границя розділу частинки і матеріалу основи стає тоншою.

В умовах введення частинок нагрітих до рідкого стану в розплав відбувається, повне їх подрібнення на більш дрібні металеві включення, які утворюють дрібно-дисперсну композицію (рис. 3.27, г).

### **3.7 Підвищення ефективності лазерного нагріву металевих і неметалевих частинок в умовах гібридного лазерно-полум'яної обробки**

У процесах лазерного зміцнення, мікролегування, в технологіях «Rapid Prototyping» та інших подібних процесах лазерної модифікації поверхні в якості захисного середовища використовують інертні гази. Найбільш часто застосовується аргон, гелій або вуглекислий газ. Для зменшення витрат газу дуже важливо здійснювати локалізацію потоку газу відповідно до площі лазерної обробки. Крім того, існує необхідність додаткового нагріву області лазерної обробки або частинок, що подаються в цю область, наприклад, в процесі наплавлення, за допомогою хімічної реакції горіння газу. В результаті горіння горючого газу виділяється теплова енергія, яка створює додатковий нагрів оброблюваної області та мішені. Газоподібні продукти горіння реакції можуть служити захисною атмосферою.

В якості найбільш доступних високоентальпійних газів можна використовувати вуглеводні, наприклад пропан, який горить в атмосфері повітря, а продуктами горіння є гази CO та CO<sub>2</sub>.

Рішення цих завдань розглянемо з позиції застосування імітаційного моделювання газодинамічних, фізико-хімічних і теплових процесів.

Спряжену математичну модель газодинамічного і теплового стану розрахункового середовища формували на основі пакета прикладних програм ANSYS, CFX. Моделювання характеристик турбулентності проведено із застосуванням k-ε моделі в її стандартної реалізації.

Метою підрозділу є дослідження впливу газового потоку на поверхню твердої мішені, зміни газодинамічного і теплового стану середовища за допомогою хімічної взаємодії газів, формування захисної атмосфери в умовах лазерної обробки поверхні розплаву.

Для реалізації поставлених завдань розроблена конструкція фурми з лазерним і додатковим до лазерного газополум'яним нагрівом. Конструкція фурми (рис. 3.28) має подовжений внутрішній канал (газолазерний) і два канали 2, які використовують для подачі сипучих матеріалів.

У конструкції фурми не передбачено попереднього змішання горючого газу і повітря, так як його подача здійснюється через спеціальну насадку (рис. 3.28, поз. 3), яка забезпечує рівномірну подачу горючого газу і стискання центрального (вихідного) потоку.

*3.7.1. Моделювання газодинамічних процесів з використанням фурми з газополум'яним нагрівом.* Розглянуто задачу газодинамічного стану потоків в умовах застосування інертного газу (аргону) для формування області захисту мішені в процесах лазерної обробки. Відстань до мішені вибиралося виходячи з рекомендацій [розділ 3.6] і становило 13 мм. На виході з сопла витрата газу через центральний осьовий канал взяли рівним  $1,467 \times 10^{-4}$  кг/с, а через насадку для потоку, що обжимає центральний газолазерний потік змінювали в інтервалі від  $3,0 \times 10^{-5}$  до  $1,5 \times 10^{-4}$  кг/с.



Рисунок 3.28 – Схема фурми для лазерної та додаткової газополум'яної обробки мішені: 1 - газолазерний канал, 2 - канали для транспортування порошку ( $F$  - фокусна відстань лінзи,  $P_{\text{Las. rad.}}$  - потужність лазерного випромінювання)

Проведено розрахунки різних співвідношень витрат центрального (газолазерного) і бокового потоків і визначено співвідношення їх оптимальних параметрів, які представлені на рис. 3.29.

Розрахунки показують, що при подачі аргону в центральний і бічні канали сопла на виході з нього формується сумарний газодинамічний потік (рис. 3.29, а). При цьому, потік газу з осьового каналу виявляється охопленим кільцевим потоком, який утворений спеціальною насадкою 3 (рис. 3.29). Кільцевий потік стискає центральний газолазерний потік газу, формуючи вузько спрямований майже циліндричний основний потік (рис. 3.29, а). По периферії основного потоку поблизу сопла утворюється перехідна зона області змішання аргону з навколишнім повітрям (рис. 3.29, а, г). Зі збільшенням відстані від зрізу сопла потік аргону звужується (рис. 3.29, г) при цьому на

відстані 12 мм спостерігається вузько направлена локальна зона аргону. Поблизу поверхні мішені потік аргону розширюється і поширюється (розсіюється) по всій поверхні мішені.

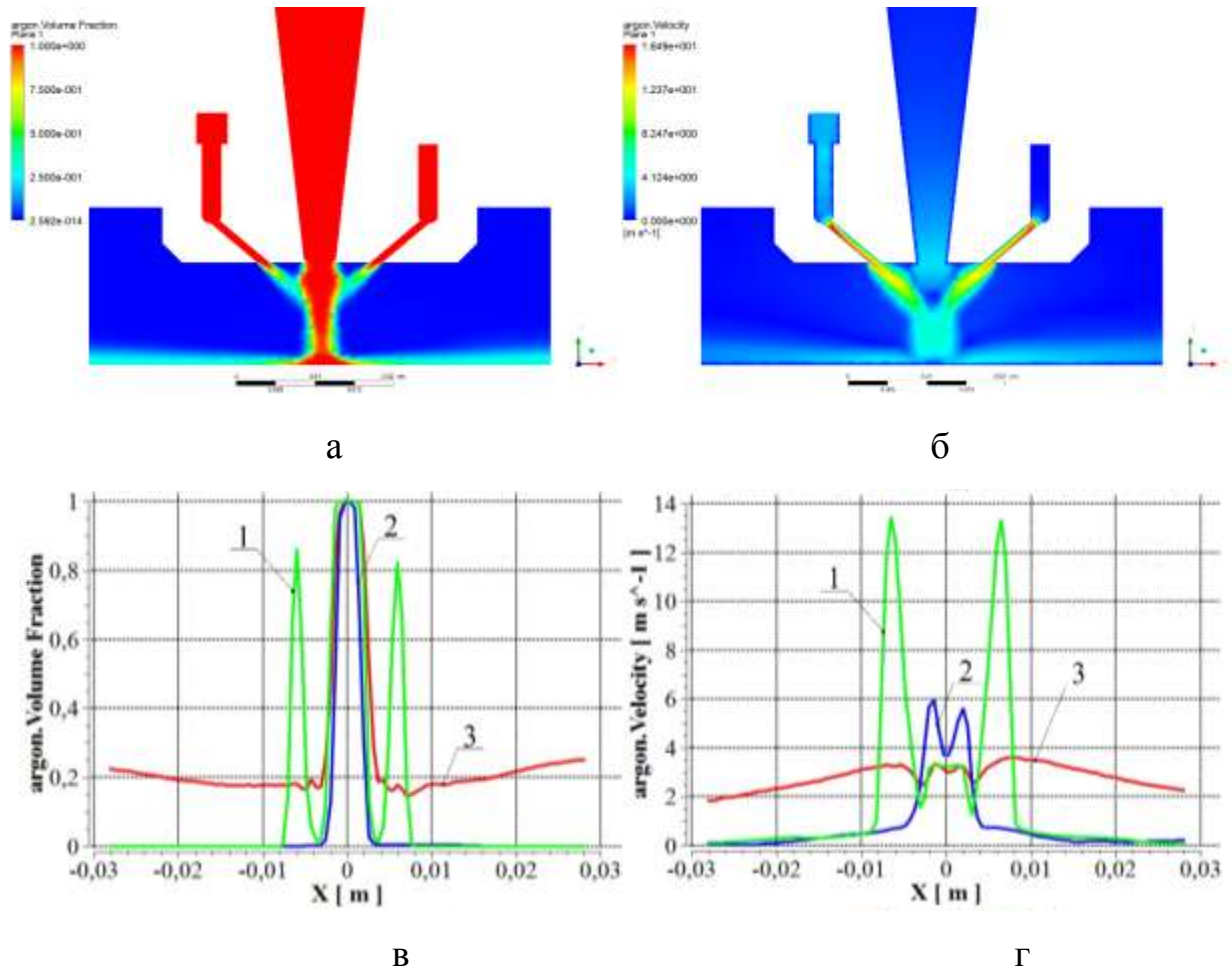


Рисунок 3.29 – Розподіл об'ємної частки аргону (а), полів швидкостей (б) в площині XOY і графічні залежності зміни об'ємної частки (концентрації) аргону (в) і швидкості потоку (г) по координаті X в перерізі потоку на різній відстані від зрізу сопла (1 - 1 мм, 2 - 6 мм, 3 - 12 мм) при витраті бокових потоків, що обжимають  $4,1 \times 10^{-5}$  кг/с і центрального газолазерного  $1,467 \times 10^{-4}$  кг/с

В області змішання потоків (газолазерного і бокових, що обжимають газолазерний) швидкість осьового потоку (рис. 3.29, б) збільшується за рахунок його стискання. На рис. 3.29 (г), показано, що зі збільшенням відстані від зрізу сопла швидкість периферійної частини потоку зменшується, а в центральній

осьовій частині зростає, при цьому поблизу поверхні мішені внаслідок протитиску, який виникає при дії на поверхню мішені відбувається вирівнювання швидкості потоку практично по всій розрахунковій області.

Таким чином, використання бічного потоку газу, що обжимає центральний за рахунок збільшення густини потоку сприяє якісному захисту оброблюваної поверхні мішені, знижує можливість проникнення повітря в область лазерної обробки, а за допомогою управління газодинаміки процесу дозволяє управляти розмірами області газової захисної атмосфери та області лазерної обробки.

Аналогічно раніше розглянутої задачі зміни газодинамічного стану потоків в умовах застосування інертного газу (аргону) проведені дослідження з використанням горючого газу і виділенням тепла в процесі реакції горіння для додаткового нагріву частинок, поверхні мішені і створення захисної газового середовища. У розрахунку прийняли, що через центральний осьовий канал подавали повітря, з такою ж витратою, як і в першому випадку  $1,467 \times 10^{-4}$  кг/с, а в якості обжимаються потоку газу використовували пропан в інтервалі зміни витрати  $3,0 \times 10^{-5} \dots 1,5 \times 10^{-4}$  кг/с. При моделюванні процесу горіння горючого газу вважали, що окислення пропану протікає необоротно і в дві стадії:  $C_3H_8 + 5O_2 = 3CO_2 + 4H_2O$  і  $2CO + O_2 = 2CO_2$ , що відповідає моделі хімічної реакції горіння PropaneAir WD1 в стандартній бібліотеці реакцій CFX.

**Вибір моделі горіння газу.** На сьогоднішній день існує безліч моделей горіння газового палива, кожна з яких має свої переваги, недоліки і області застосування. У даній роботі вибір здійснюється між чотирма найбільш популярними в CFD-пакетах моделями горіння: EddyDissipation (ED), FiniteRateChemistry (FRC), комбінована модель EddyDissipation / FiniteRateChemistry (ED / FRC) і LaminarFlamelet (LF).

Модель ED передбачає, що швидкість хімічної реакції між реагентами вище швидкості їх перемішування. Коли реагенти змішуються на молекулярному рівні, вони миттєво реагують і утворюють продукти реакції. Тому швидкість реакції на пряму залежить від часу, необхідного для

змішування реагентів на молекулярному рівні. У турбулентних потоках час змішування залежить від властивостей вихору і, тому, швидкість реакції прямо пропорційна кінетичній енергії турбулентності і обернено пропорційна часу її дисипації. У моделі FRC швидкість протікання хімічної реакції визначається згідно з класичним «аррениусовским» формулюванням. Модель ED / FRC вибирає мінімальну з швидкостей хімічних реакцій, розрахованих, згідно моделям ED і FRC. Модель LF ґрунтується на рішенні не рівноважної версії класичної задачі «Бурке-Шумана».

Вибір моделі горіння ґрунтувався на порівнянні розрахункових даних, отриманих за допомогою вище описаних моделей, з експериментальними даними, які вже кілька років широко застосовуються для верифікації різних моделей [132-133]. Відповідно до їхніх досліджень найбільш близькими до експерименту є результати, отримані при використанні моделі ED/FRC, тому в нашій роботі в якості моделі горіння обрана дана модель.

Результати розрахунків моделювання газодинамічного стану потоку в соплі і поблизу мішені при використанні в якості горючого газу пропану. Результати розрахунків показують (рис 3.30), що при витраті газу пропану від  $3,0 \times 10^{-5}$  до  $4,0 \times 10^{-5}$  кг/с процес горіння протікає на периферії потоку і відбувається тільки непрямий нагрів центральної частини потоку. При цьому частина окисної атмосфери повітряного потоку досягає поверхні мішені, що є неприпустимим умовою.

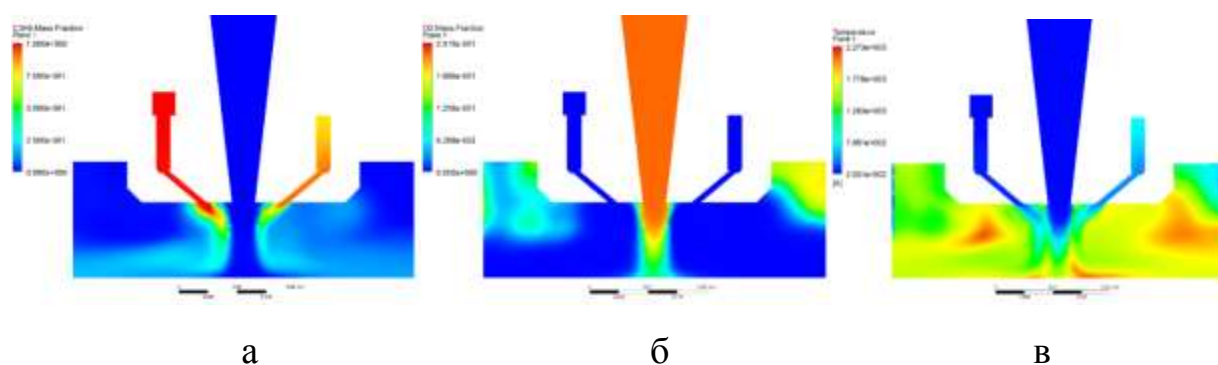


Рисунок 3.30 – Результати математичного моделювання полів розподілу об'ємних часток: а -  $C_3H_8$ , б -  $O_2$ , та в - температури



В результаті проведення ряду експериментів визначено, що при витраті пропану  $4,1 \times 10^{-5}$  кг/с спостерігаються найбільш оптимальні параметри процесу горіння. Дані результату математичного моделювання представлені на рис. 3, які показують, що згоряння пропану (рис. 3.31, а) відбувається не повністю при цьому залишився газ перешкоджаючи окисленню поверхні мішені і догорає на периферії потоку. Розподіл кисню (рис. 3.31, б) на виході з сопла має форму факела з максимальною масовою часткою по центру. Довжина факела становить близько 10 мм і не досягає поверхні мішені. Також з рис. 3.31 (б) видно, що відбувається стиснення центрального повітряного потоку бічними потоками горючого газу.

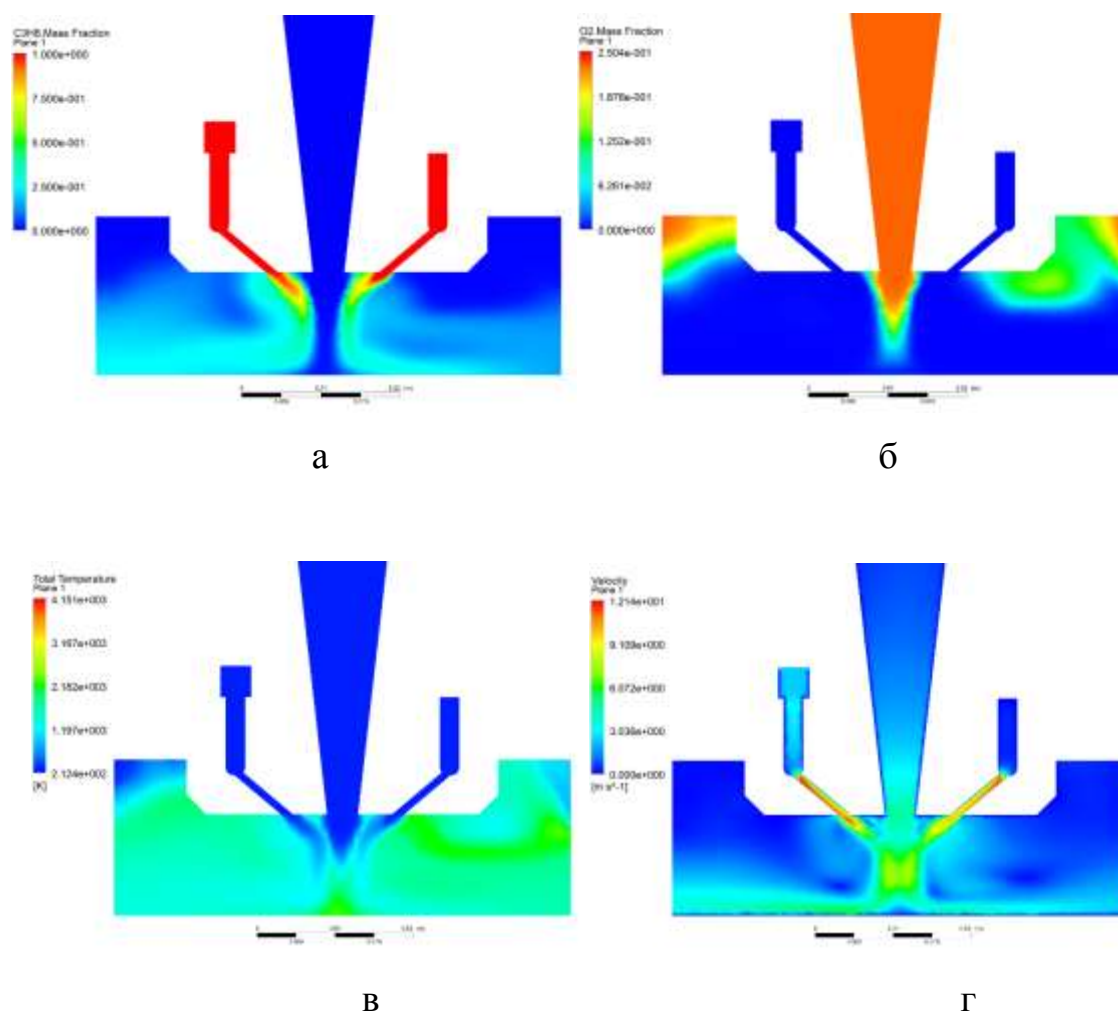
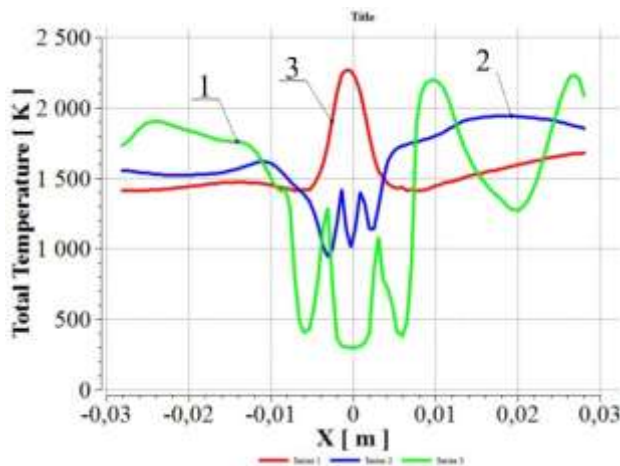


Рисунок 3.31 – Результати математичного моделювання полів розподілу об'ємних часток: а -  $C_3H_8$ , б -  $O_2$ , в - температури, г - швидкості

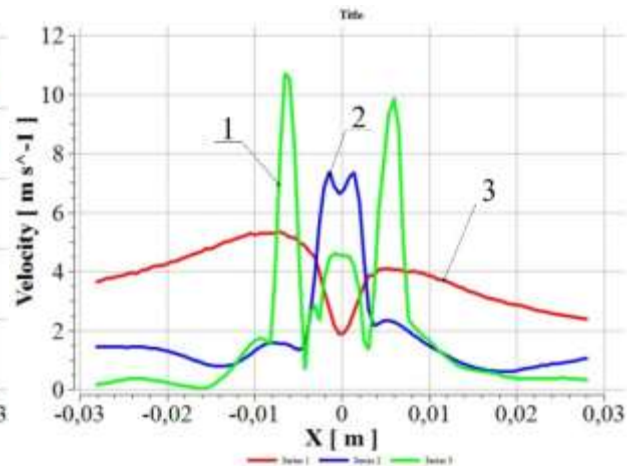
На рис. 3.31, (в, г) для витрати газу пропану  $4,1 \times 10^{-5}$  кг/с наочно представлені результати розподілу температури і швидкості газового потоку в площині XOY. Для визначення більш точних значень температури і швидкості на рис. 3.32, (а, б) показані графічні залежності зміни температури і швидкості в поперечному перерізі площині XOY на відстані 1, 6 і 12 мм від зрізу сопла.

На виході з сопла в центральній області потоку (рис. 3.32, а, крива 1) спостерігається зниження температури з утворенням 3-х піків, два бічних з обумовлені впливом газового потоку пропану і високою швидкістю потоку (рис 3.32, б, крива 1), а центральний пік з температурою 320 К потоком повітря. У даній області змішання пропанового і повітряного потоків практично не відбувається, що і зумовлює досить низькі температури в цій області. Зміна швидкості потоку в даній області характерно зміни температури також відбувається з утворення трьох піків, проте спрямованих в протилежну сторону.

В області периферії потоку спостерігаються підвищені температури, що пов'язані з припливом кисню з навколишнього середовища і надлишком горючого газу, внаслідок неповного його згоряння. Швидкість в цій області мінімальна і не перевищує 2 м/с (рис 3.32, б, крива 1).



а



б

Рисунок 3.32 – Зміна температури (а) і швидкості (б) по координаті X в поперечному перерізі потоку на різній відстані від зрізу сопла: 1 - 1 мм, 2 - 6 мм, 3 - 12 мм

Зі збільшенням відстані від зрізу сопла до мішені (рис. 3.32, а, крива 2), аналогічно попередньому випадку в центральній області потоку спостерігаються три піки, однак порівняно з вище розглянутим випадком значення цих піків (мінімальні температури області) зростають, що обумовлено збільшенням змішання пропанового і повітряного потоків. Швидкості потоку в цій області зростають (рис. 3.32, б, крива 2).

В області периферії потоку порівняно з розглянутим раніше випадком спостерігаються знижується температури, що пов'язано зі зменшенням впливу навколишнього середовища і збільшенням об'ємної частки горючого газу.

Поблизу поверхні мішені (рис. 3.32, а, крива 3) в центральній області потоку температура максимальна і має Гаусовий розподіл з спрямованим піком кривої 3 в позитивну область. У даній області відбувається повне згоряння пропану з утворенням продуктів реакції горіння, які перешкоджають проникненню окисної атмосфери до поверхні мішені. Також зі збільшенням відстані від сопла до поверхні мішені в області периферії потоку спостерігається зменшення температури. Зміна швидкості потоку відповідає зміні температури (рис. 3.32, б, крива 3).

Подальше збільшення витрати пропану призведе до його перевитрати, збільшення загальної швидкості потоку і зменшення температури в центральній області потоку, що є неприйнятним (рис. 3.33).

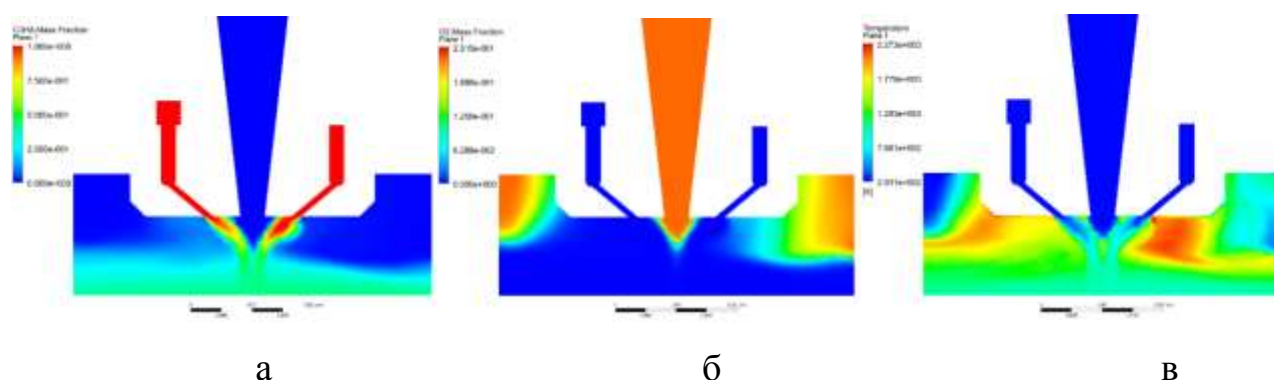


Рисунок 3.33 – Результати математичного моделювання полів розподілу об'ємних часток: а -  $C_3H_8$ , б -  $O_2$ , в - температури

Таким чином, встановлено, що при витраті пропану  $4,1 \times 10^{-5}$  кг/с максимальний нагрів потоку відбувається поблизу поверхні мішені, що забезпечує додаткове нагрівання як мішені, так і сипучих інгредієнтів, що вводяться в потоці газу, а продукти реакції горіння виконують роль захисного середовища поверхні мішені.

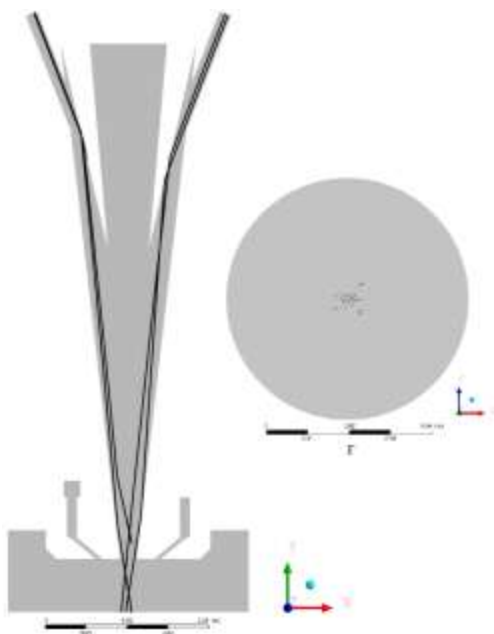


Рисунок 3.34 – Траєкторії руху частинок у внутрішніх каналах фурми

На рис. 3.34 представлені найбільш ймовірні траєкторії руху частинок у внутрішніх каналах фурми, які охоплюють весь спектр розподілу основної маси частинок в потоці. Згідно траєкторії руху частинок (рис 3.34) їх фокусування відбувається на відстані 5-10 мм від зрізу сопла фурми. Для нагріву всього потоку частинок, що подаються фокус лазерного випромінювання розташовували вище фокуса газопорошкового потоку по центру газолазерного каналу. При видаленні від зрізу сопла спостерігається збільшення процесу розсіювання частинок, що призводить до зменшення часу нагріву невеликого об'єму частинок (до 5%) лазерним випромінюванням, що і є однією з причин застосування в якості бокового - горючого газу (пропану), який додатково нагріває газопорошковий потік. При цьому варіювання витрати бокового потоку газу в розглянутому діапазоні, впливу на зміну траєкторії не робить, так

як частинки заданого діаметра мають досить значну масу і володіють високою інерційністю.

*3.7.2. Дослідження нагріву металевих (неметалевих) частинок в полі лазерного випромінювання, в тому числі з накладенням газополум'яного джерела нагріву.* Відповідно до проведеного моделювання обрана траєкторія однієї частинки, що рухається по центру газолазерного потоку, визначена її швидкість в площині поздовжнього перерізу фурми і густина потужності теплового потоку, що діє на частинку при згорянні газу пропану.

Приймаємо, що нагрів частинки лазерним випромінюванням здійснюємо на виході з фурми, згідно траєкторії її руху. Для проведення дослідження обрано лінза з фокусною відстанню  $F = 400$  мм, діаметром плями фокусування 1 мм і перетяжкою лазерного випромінювання - 2 мм. Фокус лазерного випромінювання розташовували на відстані 2 мм від зрізу сопла фурми, що забезпечувало найбільш ефективну обробку частинок в фокальній і зафокальній області.

Потужність лазерного випромінювання задавали в інтервалі від 600 до 1200 Вт.

Для розрахунку температурного поля нагріву частинок з різними теплофізичними властивостями (коефіцієнт теплопровідності, питома теплоємність, густиною) обрані частинки сферичної форми, різного діаметру: 150, 315 і 500 мкм (табл.3.10).

Таблиця 3.10

#### Характеристики частинок

Матеріал	Діаметр, мкм	Густина, кг/м <sup>3</sup>	Коефіцієнт теплопровідності, Вт/м·К	Питома теплоємність, Дж/кг·К
Сталь 20	150, 315, 500	7850	60,5	434
Карбід вольфраму, WC	150, 315, 500	15770	197	184
Карбід кремнію, SiC	150, 315, 500	3210	31	670

Швидкість руху частинки взяли рівній швидкості газового потоку.

При розрахунку температурного поля внаслідок спільного лазерного і газополум'яного нагріву тепловий потік, що утворився внаслідок згорання газу задавали всій поверхні частинки.

З урахуванням початкових і граничних умов проведено моделювання розподілу температурного поля частинки при спільному впливі лазерного і газополум'яного джерела енергії. Результати чисельного моделювання (рис. 3.35) показано, що для сталевих частинок діаметром 500 і 315 мкм оплавлення їх поверхні не відбувається. При цьому для частинки діаметром 150 мкм уже в інтервалі зміни потужності лазерного випромінювання від 675 до 725 Вт відбувається її нагрів з частковим оплавленням поверхні, а з подальшим збільшенням потужності від 625 до 1200 Вт відбувається повне плавлення частинки.

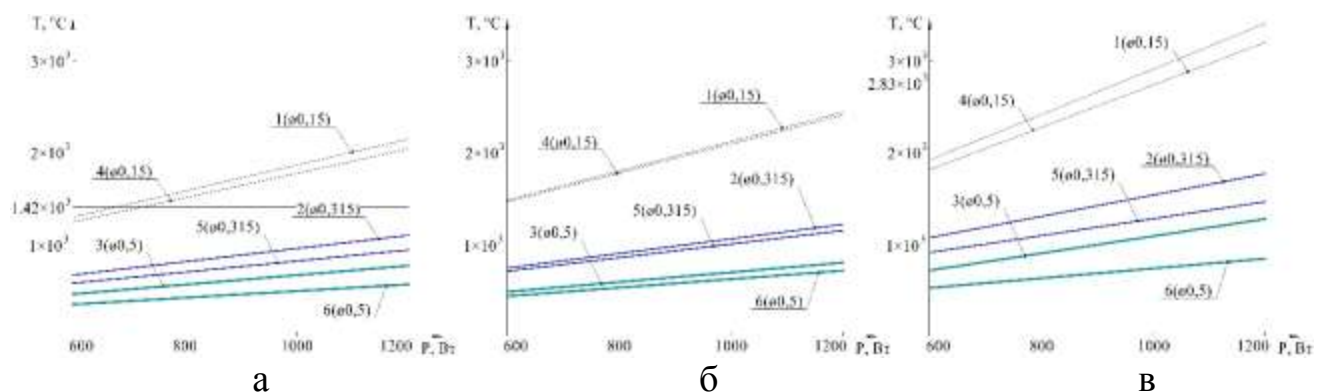


Рисунок 3.35 – Зміна температури при спільному впливі лазерного і газопламенного джерела енергії в залежності від потужності лазерного випромінювання, діаметра і теплофізичних параметрів частинки: а - для стали 20, б - для WC, в - для SiC (1 - 3 максимальна температура нагріву ( $T_{\max}$ ), 4 - 6 мінімальна температура нагріву ( $T_{\min}$ ))

Для частки карбїду вольфраму розглянутих діаметрів і частинок карбїду кремнію діаметром 500 і 315 мкм в усьому інтервалі зміни потужності лазерного випромінювання нагрів частинок не призводить до оплавлення їх поверхні (рис. 3.35, б, в). При цьому для частинки карбїду кремнію діаметром 150 мкм в інтервалі потужності 600 ... 850 Вт також можливий нагрів без

оплавлення поверхні частинки (рис. 3.35, в), однак подальше збільшення потужності понад 975 Вт (відповідає 2830 С), призведе до повного або часткового розкладання матеріалу частинки на кремній і вуглець, що є не припустимим.

Для всіх частинок зі зменшенням діаметра простежується збільшення температури нагріву і зменшення різниці максимальної та мінімальної температури нагріву частинки (нерівномірності нагріву).

Для зіставлення результатів, отриманих при спільній лазерно-полум'яній і лазерній обробці частинок проведені аналогічні дослідження. При цьому в якості газу для: транспортування частинок, газолазерного і бічних потоків, що обжимають газолазерний використовували аргон, який застосовували для захисту від окислення як частинок, так і розплаву мішені при лазерному нагріві. Витрата газу склала  $1 \times 10^{-4}$  кг/с,  $4,67 \times 10^{-5}$  кг/с і  $4,1 \times 10^{-5}$  кг/с згідно вище перерахованим потокам, що відповідає горінню пропану з найбільш оптимальними параметрами.

Зміни траєкторії руху частинок відбуваються аналогічно розглянутому раніше випадку, фокусування газопорошкового потоку відбувається на виході з внутрішнього каналу сопла, а зі збільшенням відстані від зрізу сопла відбувається розсіювання газопорошкового потоку. Розташування фокуса лазерного випромінювання залишили не змінним, вище фокуса газопорошкового потоку, що також, як і в попередньому випадку може привести до вильоту незначного об'єму (частково або повністю) опромінених лазерним променем частинок із зони їх обробки поблизу поверхні мішені.

Результати математичного моделювання представлені на рис. 3.36, (а), які показують, що для частинки зі сталі діаметром 500 та 315 мкм в залежності від потужності лазерного випромінювання нагрів частинки відбувається тільки без оплавлення її поверхні (твердий стан). При цьому для частинки діаметром 150 мкм в інтервалі зміни потужності лазерного випромінювання від 975 до 1025 Вт можливо її нагрівання з частковим оплавленням поверхні частинки (рідко-твердий стан), а понад 1025 Вт відбувається повне її плавлення (рідкий стан).



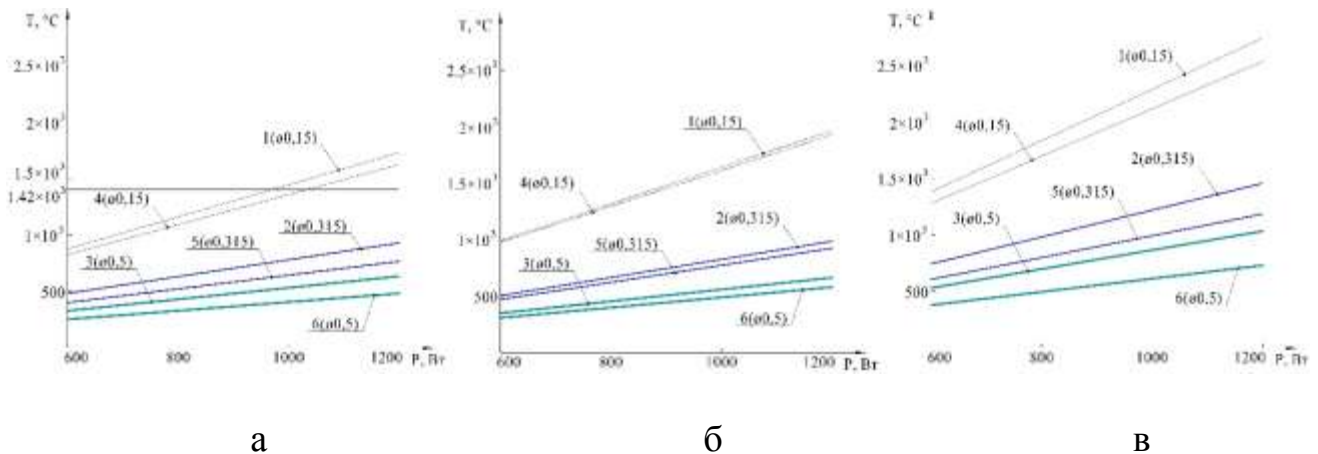


Рисунок 3.36 – Зміна температури частинки від потужності лазерного випромінювання, її діаметра і теплофізичних параметрів: а - для сталі 20, б - для WC, в - для SiC (1 - 3 максимальна температура нагріву ( $T_{\max}$ ), 4 - 6 мінімальна температура нагріву ( $T_{\min}$ ))

Для частинок з карбїду вольфраму і карбїду кремнію (рис. 3.36, б, в) у всьому інтервалі зміни їх діаметра при заданих параметрах потужності лазерного випромінювання та швидкості їх руху, відбувається нагрів тільки без оплавлення поверхні (твердий стан).

Встановлено, що при лазерній обробці частинок карбїду вольфраму (рис. 3.36, б) внаслідок, високій теплопровідності матеріалу нерівномірність нагріву на її поверхні і в об'ємі - найменша в порівнянні з іншими частинками. Частинки карбїду кремнію мають низьку теплопровідність в порівнянні з вибраними частинками тому нерівномірність їх нагрівання є найбільшою, однак внаслідок невисокої щільності нагрівання поверхні частинки максимальний (рис. 3.36, в). При обробці сталевих частинок в газолазерной потоці температура їх нагрівання найменша (рис. 3.36, а), при цьому нерівномірність нагрівання частинок вище, ніж у карбїду вольфраму, але нижче карбїду кремнію.

Аналогічно вище розглянутого випадку для всіх частинок зі зменшенням діаметра простежується збільшення температури нагріву і зменшення різниці температури (нерівномірності нагріву). При цьому застосування додаткового



нагріву дозволяє збільшити температуру нагрівання і знизити нерівномірність нагріву частинки.

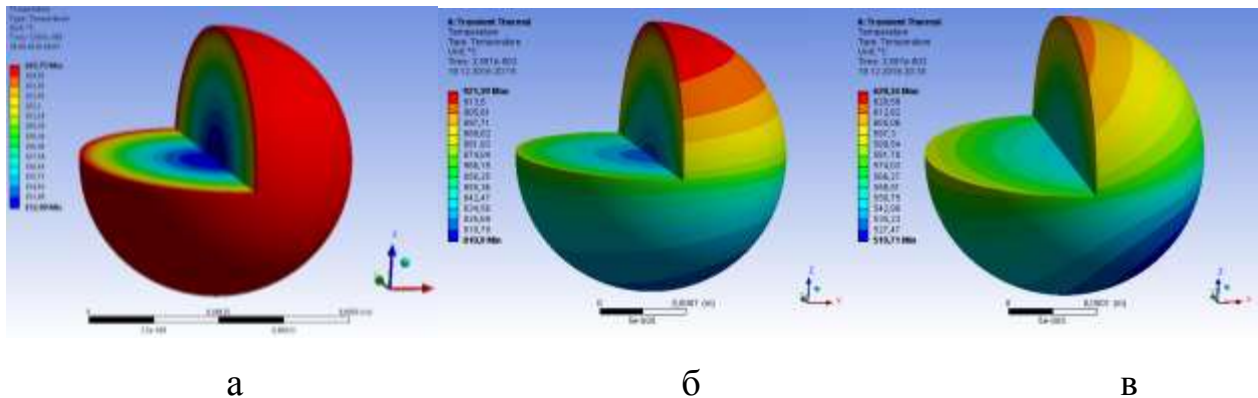


Рисунок 3.37 – Залежності зміни температури частинки від умов нагрівання: а- конвективний нагрів частинки, б - нагрів частинки в полі лазерного випромінювання ( $P=800$  Вт и  $\varnothing 315$  ), в - нагрів частинки в полі лазерного випромінювання ( $P=800$  Вт и  $\varnothing 315$ ) з накладенням конвективного нагріву

Отримані результати моделювання розподілу температури частинок (рис.3.37) по поверхні і в об'ємі зіставлені для лазерної та спільної лазерно-полум'яної обробки показують, що застосування газів «повітря-пропан» підвищує ефективність використання лазерного випромінювання для нагрівання обраних в роботі частинок

## ВИСНОВКИ:

1. Встановлено, що для зазначених конструкцій реакторів змішання при однакових умовах введення нагрітих в газолазерну потоці частинок в розплав застосування реактора з примусовим перемішуванням розплаву внаслідок впливу відцентрових сил на розплав сприяє зниженню швидкості витікання рідини з реактора, отже, кількість частинок, що вводяться в розплав, збільшиться в порівнянні з вимушеним перемішуванням розплаву та обробкою струменю розплаву.

2. На основі численних розрахунків для двох фурм, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) представлені найбільш ймовірні траєкторії руху частинок в її внутрішніх каналах та на виході із них, які охоплюють весь спектр розподілу основної маси частинок в газолазерному і рідинному потоках. Встановлено, що конструкції фурм забезпечують вихровий рух газопорошкового потоку внаслідок чого частинки у перетяжці газопорошкового потоку розташовані вигляді кільця (тора) з мінімальним розподілом в центрі і максимальному по периферії. Для кожної із фурми визначено, положення фокуса лазерного випромінювання відносно перетяжки газопорошкового потоку, що забезпечує найбільш оптимальні параметри обробки частинок в до фокальній, фокальній чи за фокальній області лазерного випромінювання.

3. Встановлено, що використання фурми с обробкою частинок на виході із неї формує більш широку каверну та забезпечує розсіювання частинок по всій поверхні каверни. Визначено, що нагрів частинок необхідно проводити в перетяжці газопорошкового потоку в до фокусній або за фокусній області лазерного випромінювання, що забезпечує найбільш ефективну обробку газопорошкового потоку. Такий вид конструкції фурми рекомендовано для співвідношення густини частинок і розплаву більше 1, зокрема для частинок які схильні до процесів коагуляції або коалесценції в розплаві.

4. Визначено, що для конструкції фурми з обробкою частинок починаючи з середини внутрішніх каналів характерним є стислий газопорошковий потік, який формує більш глибоку газову каверну в розплаві. Зазначена конструкція дозволяє збільшити відстань від зрізу сопла до поверхні розплаву та підвищити час нагріву частинки в газолазерному потоці. Найбільш ефективна обробка частинок лазерним випромінюванням також досягається в перетяжці газопорошкового потоку в зафокусній області лазерного випромінювання, що дозволяє обробляти не тільки частинки, але і зону розплаву, на яку подаються ці частинки. Конструкцію фурми

рекомендовано для частинок з густиною, сумісною або нижче густини розплаву.

5. З метою дослідження впливу обертання частинки на розподіл температури в умовах лазерного нагріву частинки розглянута фурма, яка відповідає вимозі нагріву частинки в середині фурми та одноразового дотику об стінку фурми. На основі результатів комп'ютерного моделювання траєкторії руху частинки встановлено, що внаслідок удару частинки об стінку сопла вона набуває обертання, що призводить до зменшення її нерівномірності нагріву. Визначено, що для даної фурми найбільш рівномірний нагрів, досягається коли частинка здійснює, не менше одного повного обороту, що забезпечується на відстані 13 мм і більше від зрізу сопла фурми до мішені (поверхні розплаву).

6. В умовах лазерного і спільного лазерно-полум'яного нагріву частинок вивчена траєкторія їх руху в фурмі і на виході з неї. Встановлено, що внаслідок високої інерційності частинок зміна тиску газу в каналах фурми в заданому діапазоні практично не впливає на траєкторію їх руху. Досліджено тенденція зміни тиску газового потоку в поперечному перерізі в залежності від співвідношення витрати газів, що подаються в канали фурми.

7. Встановлено, що використання аргону в якості бічного потоку, що обжимає центральний газолазерний сприяє якісному захисту оброблюваної поверхні мішені, за рахунок збільшення густини потоку знижує можливість проникнення повітря в область лазерної обробки, а за допомогою управління газодинаміки процесу дозволяє варіювати розмірами області захисної атмосфери і зоною лазерної обробки.

8. Для нагріву частинок з використанням суміші «повітря-пропан» визначено найбільш оптимальні параметри процесу формування потоку, при яких досягається додатковий нагрів частинок в потоці. Результати комп'ютерного моделювання розподілу температури на виході з фурми показують, що максимальний нагрів відбувається поблизу поверхні розплаву,

охоплюючи весь потік частинок, що забезпечує найбільш оптимальні умови додаткового нагріву частинок і безпосередньо поверхні розплаву.

9. Досліджено розподіл температури по поверхні і в об'ємі частинки в залежності від фізичних та термодинамічних параметрів матеріалу частинки, її швидкості руху і умов обробки. Встановлено, що застосування горючої суміші газів «повітря-пропан» дозволяє додатково збільшити нагрівання частинок, а продукти реакції горіння забезпечать формування області захисного середовища в зоні лазерної обробки поверхні розплаву. Встановлено ефективність застосування сопла з додатковим газополум'яним джерелом нагрівання.

## РОЗДІЛ 4

### ОТРИМАННЯ КОМПОЗИЦІЙНОГО ТА ПОРИСТОГО МАТЕРІАЛУ ЛАЗЕРНО-ЛИВАРНИМ МЕТОДОМ

#### 4.1. Отримання композиційного матеріалу на основі сплаву АК7 і частинок Р6М5

Для реалізації запропонованого методу отримання композиційного матеріалу відповідно до розрахунків виготовлено три реактора змішування. Передбачено попередній нагрів реактора і підтримання його температури в межах  $650 \pm 10^\circ \text{C}$ .

В якості основи композиційного сплаву (розділ 2.1) обраний алюмінієвий сплав марки АК 7 (6,5% Si, 0,32% Mn, 0,11% Mg, 0,10% Cu, 0,5% Fe) та армуючі частинки Р6М5. Сплав АК7 розплавляли в високочастотній індукційній печі і подавали в реактор замішування (розділ 2.2, 2.3). Температуру розплаву вимірювали згідно методики описаної в розділі 2.4. Введення частинок здійснювали в газолазерному потоці за допомогою вище зазначених фурм в розплав АК7.

Опромінення частинок проводили з використанням  $\text{CO}_2$  - лазера з довжиною хвилі 10,6 мкм, потужністю 600-1200 Вт і діаметром плями фокусування 1 мм. Витрату газу контролювали витратомірами на вході внутрішніх каналів фурми (розділ 2.2).

Проведені дослідження зміни траєкторії руху для сталевих частинок та карбиду кремнію в інтервалі зміни діаметра от 150 до 500 мкм та швидкості обертання реактору від 30 до 160 хв<sup>-1</sup>. Встановлено, що для сталевих частинок найбільш оптимальний режим обертання реактору коли розподіл частинок відбувається по всьому об'єму розплаву є від 60 до 160 хв<sup>-1</sup>. Зниження швидкості обертання реактора від 60 до 30 хв<sup>-1</sup> приведе до зменшення тенденції накопичення частинок в застійних зонах і утворення самих застійних зон в реакторі, при цьому процеси коагуляції частинок в розплаві підвищаться.

Аналогічно попередньому випадку для частинок карбіду кремнію встановлено, що найбільш оптимальний режим обертання реактору встановлюється при підвищенні мінімального значення швидкості обертання до 90 хв<sup>-1</sup>.

В результаті експериментальних досліджень на основі розплаву алюмінієвого сплаву АК7 та частинок Р6М5 діаметром 150 мкм, встановлено параметри процесу формування суспензійного розплаву при яких можливо отримання структури композиційних зразків з рівномірно розподіленими частинками в розплаві (рис. 4.1, а) та якісним зв'язком при дотриманні оптимальних режимів лазерної обробки. При знижені швидкості перемішування частинок і розплаву відбуваються процеси коалесценції (рис. 4.1, б). При цьому збільшення інтенсивності нагрівання частинок лазерним випромінюванням призводить до часткового оплавлення і повного плавлення, що супроводжуються процесами коалесценції та коагуляції частинок в розплаві (рис. 4.1, в).

За результатами експериментальної апробації підтверджено ефективність застосування реакторів з накладанням механічного обертання, утворенням вихрового руху розплаву та ректора з обробкою лазерним випромінюванням рухомого струменя розплаву для отримання дисперсно-армованого матеріалу на основі алюмінієвих і мідних сплавів. Реактор з накладанням механічного обертання рекомендовано для співвідношення густини частинки менше густини розплаву або частинок найменших розмірів, які найважче замішувати в розплав та потребують тривалого часу взаємодії з розплавом. Реактор з утворенням вихрового руху розплаву рекомендовано для співвідношення густини частинок більше густини розплаву, наприклад на основі алюмінієвого сплаву та армуючих частинок Р6М5 або основі сплаву бронзи ОЦС 5-5-5 та армуючих частинок WC. Реактор з обробкою струменя розплаву рекомендовано для частинок з густиною, сумісною або дещо вище густини розплаву, який відповідає композиції на основі сплаву бронзи та частинок Р6М5.

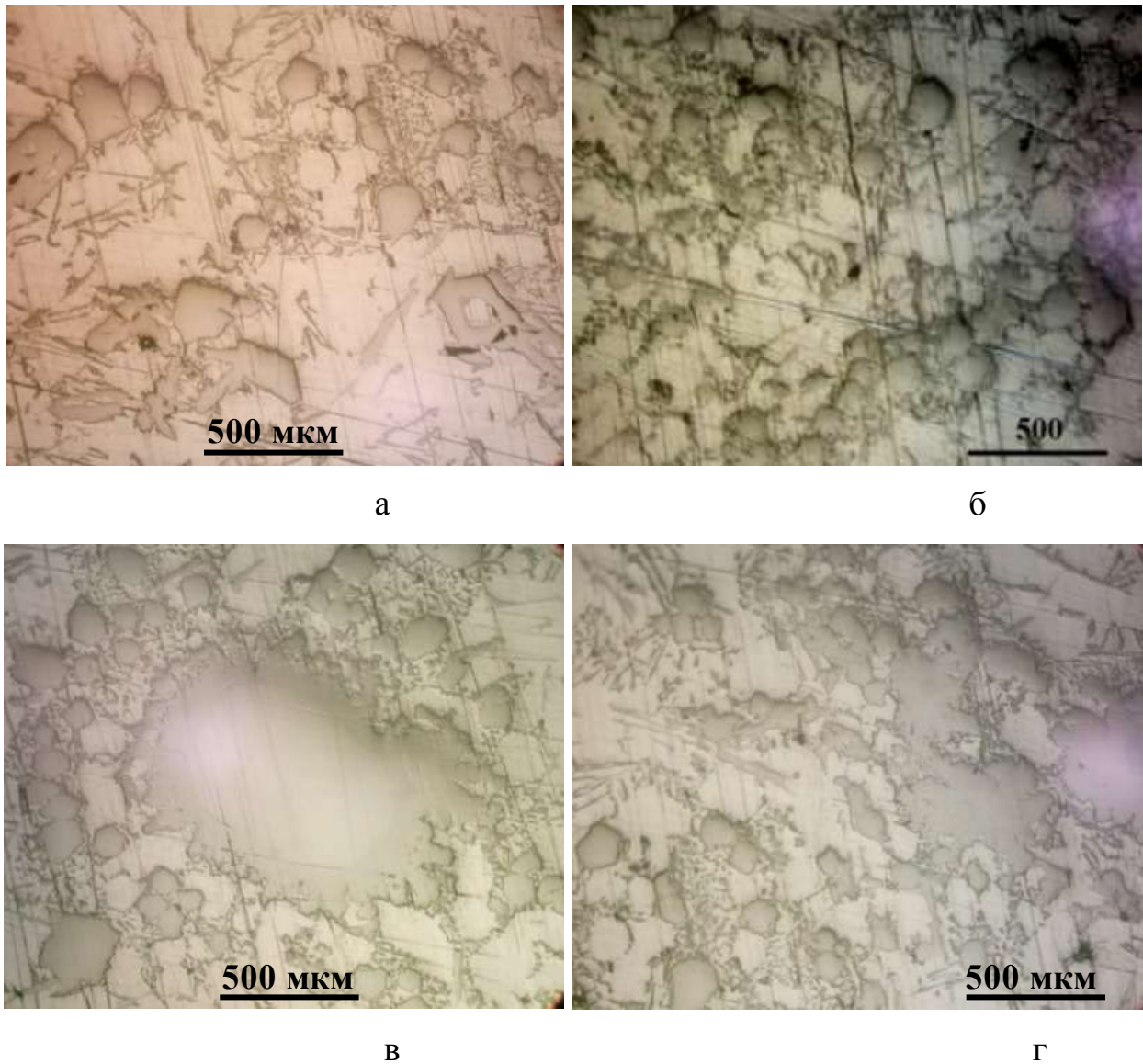


Рисунок 4.1 – Мікроструктура композиційних зразків отриманих гібридним лазерно-ливарним методом на основі сплаву АК7, армованого частками сталі Р6М5 діаметром 150 мкм: а – область шліфа з рівномірно розподіленими частинками, б – область шліфа з процесами коалесценції частинок в розплаві, в, г – область шліфа з процесами коагуляції та коалесценції частинок в розплаві

#### **4.2 Отримання пористого матеріалу лазерно-ливарним методом на основі сплаву АК7 і частинок заліза**

Проведено дослідження з введення залізних частинок в розплав алюмінієвого сплаву АК7 зі зниженим вмістом заліза гібридним лазерно-

ливарним методом. Використовувались два виду частинок з розгалуженою зовнішньою поверхнею (неправильної форми), які містять дрібні газові пори та сферичні частинки практично ідеальної форми (розділ 2.1).

В першому випадку отримані зразки показали наявність рівномірно розподіленої пористості, причому розміри і кількість пор безпосередньо залежать від швидкості кристалізації. В іншому з використанням частинок заліза сферичної форми не показали характерної пористості.

Для визначення впливу швидкості затвердіння композиційної сплаву на його структуроутворення злив розплаву здійснювали за двома варіантами: в графітовий кокіль (товщина стінки 5 мм) і на сталевий барабан, що обертається (розділ 2.4).

Таким чином, при введенні частинок з розгалуженою зовнішньою поверхнею (частинки неправильної), які містять дрібні газові пори в розплав алюмінієвого сплаву в умовах лазерного нагріву газ з пор частинок стає центрами пороутворення в матриці розплаву.

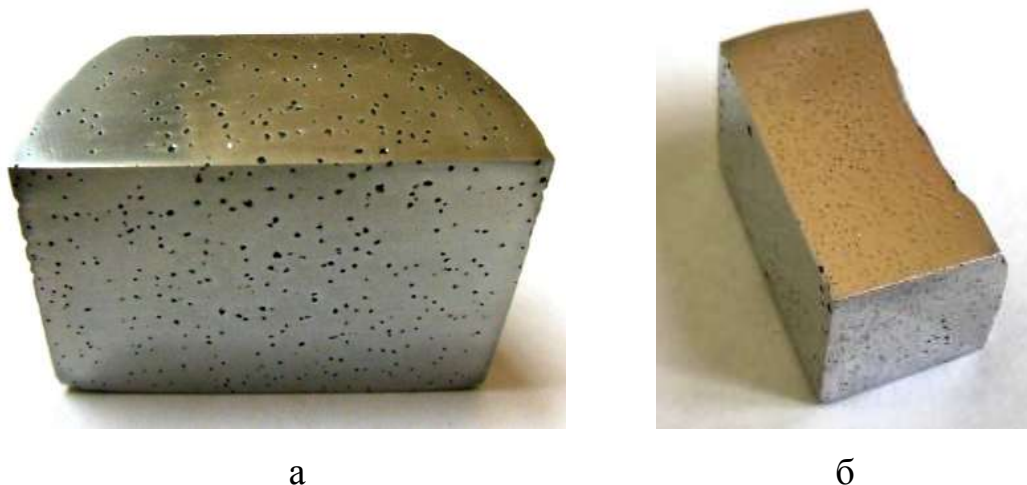


Рисунок 4.2 – Пористі зразки зі сплаву АК7 отримані при швидкості охолодження: а)  $2,5\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ , б)  $8,25\text{ }^{\circ}\text{C/s}$

Порівняні результати дослідження мікроструктури фазового складу, фізико-механічних властивостей зразків зі сплаву АК7 отриманих традиційним ливарним методом зі зразками одержаними лазерно-ливарним методом при такій же швидкості кристалізації.



Для дослідження процесів плавлення і кристалізації застосували синхронний термічний аналіз (СТА), який проводили на установці STA 449F1 німецької фірми NETZSCH. З метою зіставлення отриманих результатів був узятий вихідний зразок (зразок №1) швидкість охолодження якого складала 2,5 °C/с, і зразки №3 і №4 із застосуванням лазерної обробки і введенням частинок при швидкості охолодження 2,5 °C/с і 8,25 °C/с відповідно. Нагрівання і охолодження зразків здійснювали в інтервалі температур 70 - 730 °C. Одночасно реєстрували зміни маси і зміни внутрішнього тепломісткості - крива DSC. Процеси нагрівання і охолодження послідовно повторювали двічі.

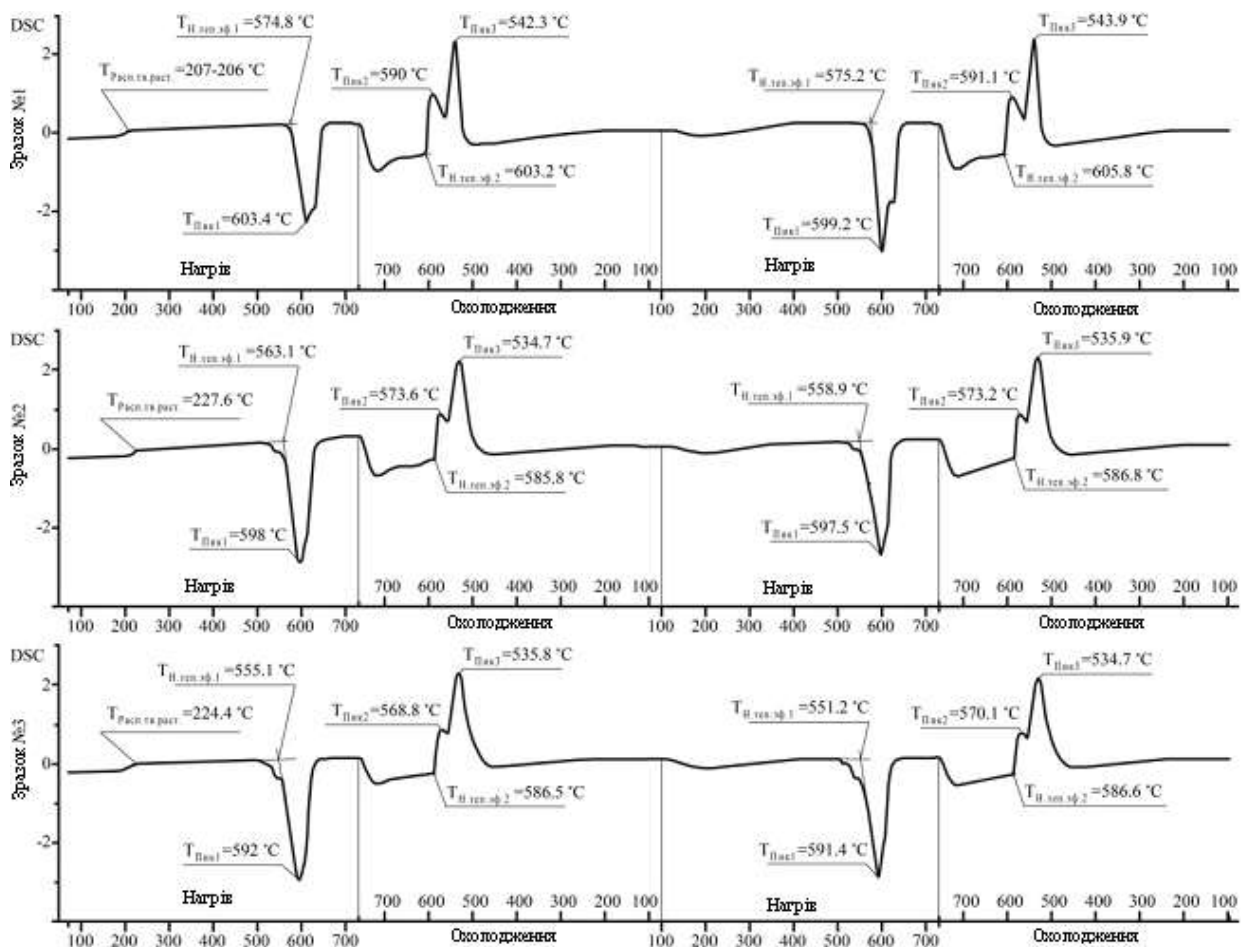


Рисунок 4.3 – Результати синхронного термічного аналізу: зразок №1- вихідний зразок отриманий ливарним методом; зразок №2 і 3-пористі зразки отримані лазерно-ливарним методом при  $V_{\text{кр}} = 2,5$  град/с і  $V_{\text{кр}} = 8,25$  град/с

Результати проведеного синхронного термічного аналізу показали, що для пористих зразків отриманих лазерно-ливарним методом відбулося

зміщення температурних інтервалів плавлення і кристалізації в бік зменшення температури порівняно з вихідним зразком. Найбільш чутливим параметром, що залежить від способу отримання зразків (лазерної обробки) при нагріванні, є температура початку плавлення евтектики, а при кристалізації - температура початку виділення твердого розчину алюмінію. Для пористих зразків збільшення швидкості охолодження більшою мірою впливає на зміну кривої тепломісткості.

Для оцінки впливу пористості отриманого матеріалу на його фізико-механічні властивості введені параметри « $D$ » і « $a$ », що визначають середнє значення діаметра пори і відстань між ними, відповідно.

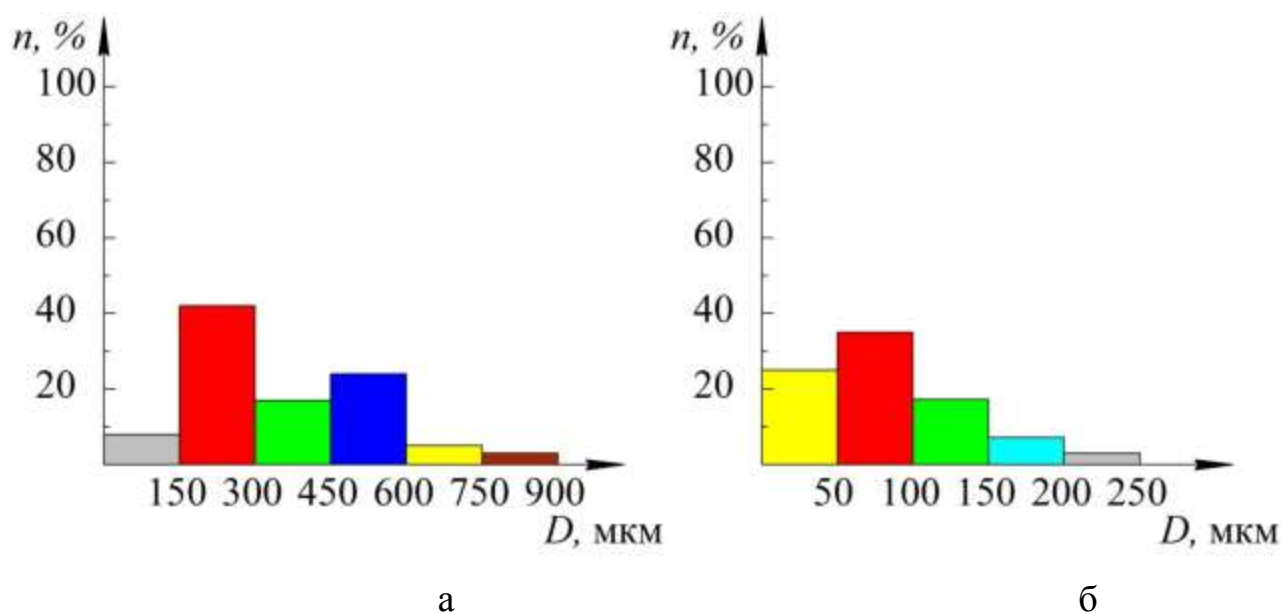


Рисунок 4.4 – Залежність зміни кількості пор в зразку від їх діаметра: а - при зливі в кокіль, б - на барабан

На рис. 4.4 представлено залежність зміни кількості пор ( $n$ ) в зразках від їх середнього діаметра ( $D$ ), яка показує, що для зразка № 3 (рис. 4.4, а), найбільша кількість пор знаходиться в інтервалі зміни їх середнього діаметра від 150 до 300 мкм і становить 41,23%. Кількість пір в зразку в інтервалі зміни їх середнього діаметра ( $D$ ) від 0 до 150 мкм не перевищує 10%, а в інтервалі від 300 до 450 мкм кількість пор складає 18%. Зі збільшенням розміру усередненого діаметра від 300 - 450 до 450 - 600 мкм кількість пор збільшується

від 18 до 20%. Кількість пор з подальшим збільшенням середнього діаметра від інтервалу 600 - 750 мкм до 750 - 900 мкм зменшується від 8% до 5%.

Для зразка № 4 (рис. 4.4, б) в порівнянні зі зразком №3 переважають дрібніші пори. В інтервалі зміни середнього діаметра від 0 до 150 мкм кількість пор складають більше 75%. Зі зміною середнього діаметру пір від інтервалу 150 - 200 мкм до 200 - 250 мкм відбувається зниження кількості пор від 10 до 5% відповідно. Кількість пор діаметром понад 250 мкм не перевищує 4%.

Таким чином, для зразка №3 найбільш поширене пороутворення відбувається при середньому діаметрі пір 150 - 600 мкм і з відстанню між ними 1,5 - 4,5 мм, а для зразка №4 - при середньому діаметрі 25 - 150 мкм і відстанню між ними 0,2 - 3,5 мм. Об'ємна частка пор в зразку №4 більше ніж у зразку №3, що пояснюється коагуляцією їх в розплаві при більш низьких швидкостях кристалізації розплаву та можливе зменшення пористості в результаті спливання бульбашок газу на поверхню розплаву. Отже, змінюючи швидкість кристалізації розплаву можна впливати на розміри і кількість пор у виливків.

Дослідження фазового складу пористих зразків отриманих лазерно-ливарним методом, показало наявність наступних фаз: (Al), Si,  $\beta$  -  $\text{FeSiAl}_5$ ,  $\alpha$  -  $(\text{FeMn})_3\text{Si}_2\text{Al}_{15}$ , Si + (Al),  $\theta$  - CuAl,  $\text{Mg}_2\text{Si}$ , W -  $\text{CuMgSi}_6\text{Al}_5$ ,  $\pi$  -  $\text{FeMg}_3\text{Si}_6\text{Al}_8$  (рис.4.5). Також в цих зразках виявлені частково розчинені частинки заліза (рис. 4.5, а). Для пористих зразків кількості розчиненого Fe в  $\beta$  -  $\text{FeSiAl}_5$  і  $\alpha$  -  $(\text{FeMn})_3\text{Si}_2\text{Al}_{15}$  зростає зі збільшенням швидкості кристалізації. Також характерно незначне збільшення Fe в евтектиці Si + (Al) і твердому розчині (Al).

В результаті досліджень, при введенні частинок і лазерній обробці відбулося збільшення Fe в складі, як залізовмісних інтерметалідних включень, так і в евтектиці Al + Si і твердому розчині (Al). Також застосування лазерної обробки частинок при однакових швидкостях кристалізації впливає на збільшення кількості та розмірів інтерметалідних включень при цьому впливу на розмір (Al) - фази не відбувається. Збільшення швидкості кристалізації

призводить до подрібнення кристалів як (Al) - фази так і інтерметалідних включень, та відбувається підвищення їх кількості.

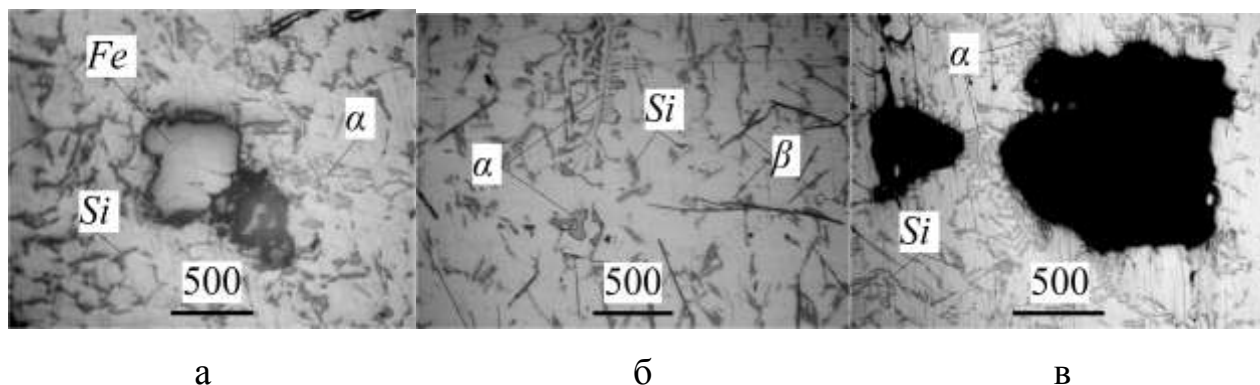


Рисунок 4.5 – Мікроструктура зразка отриманого лазерно-ливарним методом при швидкість кристалізації  $2.5^{\circ}\text{C/с}$ : а - область шліфа з нерозчиненою часткою, б - область шліфа без пор; в - область шліфа з порами

### 4.3 Дослідження фізико-механічних властивостей композиційного і пористого матеріалів із застосуванням лазерної обробки

Досліджувались зразки отримані ливарним та лазерно-ливарним методом, де розглянуто литі зразки, пористі зразки та композиційний на основі сплаву АК7 армованого стальними частинками Р6М5.

У досліджуваних зразках проведено вимірювання мікротвердості фаз. Встановлено, що для зразка одержаного зі швидкістю кристалізації  $V_{кр.} = 2.5^{\circ}\text{C/с}$ , отримані, значення становлять:  $\beta$  - фаза 280 - 350 НВ;  $\alpha$  - фази 480 - 510 НВ; Al + Si - фаза 150 - 180 НВ; і Al - фази 75-80 НВ.

В зразках одержаних зі швидкістю кристалізації  $8.25^{\circ}\text{C/с}$  внаслідок більш дрібної структури мікротвердість окремих фаз виміряти неможливо. Тому визначаємо середню мікротвердість зразка по декількох точках, які охоплюють ці фази. Вона склала 350 - 370 НВ.

Для композиційного зразка №5 отриманого лазерно-ливарним методом на основі АК7 і частинок Р6М5 при  $V_{кр.} = 2.5^{\circ}\text{C/с}$  мікротвердість основних фаз матриці матеріалу ідентичні вихідному зразку одержаного ливарним методом

при однаковій швидкості кристалізації. При цьому мікротвердість армуючих елементів складає 50-55 HRC.

В зразках отриманих ливарним методом при швидкостях кристалізації  $V_{кр} = 2.5 \text{ } ^\circ\text{C/c}$  значення твердості ідентичні. Тоді як твердість зразків отриманих ливарним і гібридним лазерно-ливарним методом при швидкостях кристалізації  $V_{кр} = 2.5 \text{ } ^\circ\text{C/c}$ , показує зниження значення від 85 до 60 HB, а при швидкостях кристалізації  $V_{кр} = 8.25 \text{ } ^\circ\text{C/c}$  від 110 до 90 HB. Зменшення твердості для зразків отриманих гібридним лазерно-ливарним методом обумовлено наявністю пор.

Визначення твердості композиційного зразка №5 отриманого лазерно-ливарним методом показало найбільше значення і складає 150-170 HB.

Проведено дослідження зміни густини зразків зі сплаву АК7 одержаних ливарним та гібридним лазерно-ливарним процесами в залежності від швидкості кристалізації. Густину зразків вимірювали при температурі  $25 \text{ } ^\circ\text{C}$  гідростатичним зважуванням. Отримана залежність (рис. 4.6) показує, що густина матеріалу вихідних зразків (крива 1) незалежно від способу охолодження (в кокіль або на барабан) не змінюється, тоді як густина зразків отриманих лазерно-ливарним методом (крива 2) зі збільшенням швидкості кристалізації має явну тенденцію до зниження.

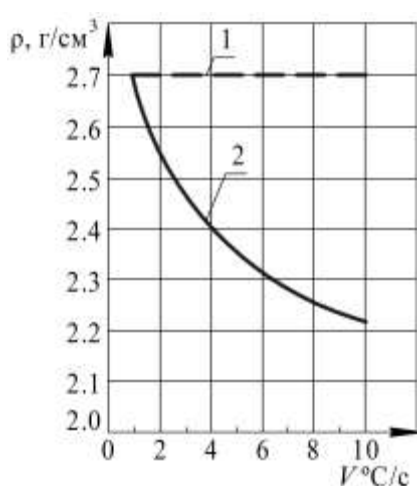


Рисунок 4.6 – Залежність зміни густини зразків зі сплаву АК7 отримані на основі ливарного (крива 1) і лазерно-ливарного (крива 2) процесу в залежності від швидкості кристалізації

З метою вивчення триботехнічних властивостей одержаних зразків проведені експериментальні дослідження в умовах сухого тертя. Параметри випробувань склали: навантаження 200г, відстань 8 км, лінійна швидкість 1 м/с, матеріал контр тіла СЧ 25. Схема навантаження контр тіла зразками представлена на рис. 4.7.

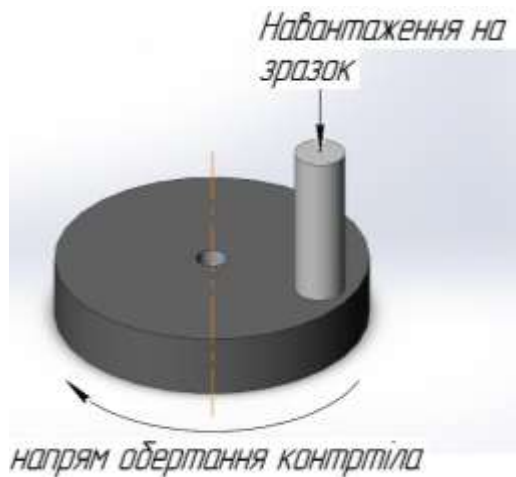


Рисунок – 4.7 Схема навантаження контр тіла

Отримані данні представлені в таблиці 4.1, які показують, що для пористих зразків втрата ваги після випробувань в 1,6 і 2 разів менша ніж у литих відповідно. При цьому втрати ваги контр тіла для пористих зразків порівняно із литими зразками також менші в 1,26 и 1,25 рази.

Таблиця. 4.1.

#### Триботехнічні властивості пористих та композиційних матеріалів

	Вага зразка до випробувань/після випробувань,	Втрата ваги зразків до і після випробувань, г	Вага контр тіла до випробувань/після випробувань, г	Втрат а ваги контр тіла до і після випробувань , г
Вихідний зразок №1 ( $V_{кр.}=8,25\text{ }^{\circ}\text{C/с}$ )	3,3674 / 3,3616	0,0058	99,6423/99,6370	0,0053
Вихідний зразок №2 ( $V_{кр.}=2,5\text{ }^{\circ}\text{C/с}$ )	3,2210 / 3,2148	0,0062	103,6235/103,6180	0,0055
Зразок №3 ( $V_{кр.}=8,25\text{ }^{\circ}\text{C/с}$ )	3,0045 / 3,0009	0,0036	99,5597/99,5555	0,0042

Зразок №4 ( $V_{кр.}=2,5\text{ }^{\circ}\text{C/с}$ )	3,2369 / 3,2366	0,0030	99,7025/99,7025	0,0044
Зразок №5 (композиційний зразок)	3,0864 / 3,0838	0,0026	99,6851/99,6765	0,0086

Для зразка із композиційного матеріалу втрата ваги найменша і складає 0,0026 г, що в 2 і 2,1 рази менше порівняно з литими зразками. Проте втрата ваги контр тіла під час випробувань з використанням композиційного зразка в 1,6 і 1,56 разів перевищує втрату ваги контр тіла з використанням литих зразків. Таким чином для використання матеріалу з композиційного зразка рекомендовано вибір контр тіла з більш високою твердістю.

### ВИСНОВКИ:

1. За результатами експериментальної апробації підтверджено ефективність застосування реакторів з накладанням механічного обертання, утворенням вимушеного вихрового руху розплаву та обробкою струменю розплаву для отримання дисперсно-армованого матеріалу на основі алюмінієвих і мідних сплавів.

2. Отримано експериментальні зразки пористого матеріалу на основі сплаву АК-7 з рівномірно розподіленою пористістю. Досліджено вплив способу затвердіння розплаву на кількість і розміри пор, що дозволило управляти густиною пористого матеріалу в процесі його отримання в залежності від швидкості кристалізації (пористість матеріалу складає 5 - 17 %).

3. Досліджено механізм пороутворення, який полягає в тому що причиною пороутворення є частинки з розвиненою зовнішньою поверхнею, які містять пори. Введення їх в розплав в умовах лазерного або комбінованого нагріву призводить до взаємодії частинки з розплавом, внаслідок чого газові пори з частинок стають центрами пороутворення в матриці розплаву.

4. Встановлено, що внаслідок введення нагрітих лазерним випромінюванням частинок відбулося зміцнення алюмінієвої матриці

залізовмісними інтерметалідними включеннями і нерозчиненими частинками заліза.

5. Досліджено фізико-механічні властивості отриманих композиційного та пористого матеріалів. Встановлено, що твердості в зразках отриманих лазерно-ливарним методом в порівнянні із зразками отриманими ливарним методом при однакових швидкостях кристалізації відбулося зменшення твердості, що обумовлено наявністю пор. При цьому вимірювання мікротвердості показало збільшення їх значення для зразків отриманих лазерно-ливарним методом окремих залізо вмісних фаз. Для композиційного зразка №5 отриманого лазерно-ливарним методом вимірювання твердості показало найбільше значення і складає 150-170 НВ.



## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ:

1. Вперше запропоновано, обґрунтовано та реалізовано гібридний лазерно-ливарний метод безперервного отримання литого композиційного матеріалу, в основу якого покладено використання ливарних процесів і лазерної обробки.

2. Запропоновано та реалізовано конструкції реакторів змішування, де відбувається безперервне формування металевої суспензії в залежності від фізико-хімічних параметрів частинок і розплаву, які відрізняються: накладанням механічного обертання на реактор змішування з можливістю керування інтенсивністю замішування та кількістю частинок, які вводяться в розплав (примусове перемішування розплаву); утворенням вихрового руху розплаву внаслідок управління гідродинамікою потоку та зменшенням об'єму розплаву в реакторі (вимушене перемішування розплаву); газолазерною обробкою рухомого струменя розплаву.

3. На основі проведеного фізико-математичного моделювання гідро-, газодинамічних процесів формування суспензійного розплаву в реакторах змішування вперше отримано залежності зміни форми вільної поверхні і швидкості витікання рідини з реактора від витрати рідинного і газових потоків, що подаються в реактор, а також способу замішування. Для лазерно-ливарного процесу отримання КМ на основі силуміну АК 7 та бронзи ОЦС 5-5-5 з композиційною складовою до 10% в об'ємі розплаву визначено оптимальні інтервали значень витрати рідини ( $(Q_{\text{рід}})$  0,01...0,03 кг/с), газу ( $(Q_{\text{г}})$   $1,467 \times 10^{-4}$  ...  $3 \times 10^{-4}$  кг/с) та дисперсного матеріалу ( $Q_{\text{час.}}$ ).

4. Для реактора з примусовим перемішуванням розплаву визначені оптимальні швидкості обертання, які складають 60...160 хв<sup>-1</sup>, що забезпечує розподіл частинок по всьому об'єму розплаву. Зниження швидкості обертання реактора від 60 до 30 хв<sup>-1</sup> незважаючи на зменшення тенденції накопичення частинок в застійних зонах розплаву і утворення самих застійних зон, сприяє утворенню процесів коагуляції частинок в розплаві.

5. Для реактора, що забезпечує утворення вихрового руху розплаву, визначено умови варіювання подачі розплаву з можливістю зміни напрямку обертання рідини відносно газопорошкового потоку, які дозволяють покращити взаємодію частинки з розплавом для отримання якісного зв'язку.

6. Конструкція реактора з обробкою струменю розплаву дозволяє підвищити ефективність введення частинок в розплав і їх взаємодію за рахунок підвищення інтенсивності лазерної обробки та зменшення області формування металевої суспензії. Встановлені гідродинамічні особливості формування суспензії при різних співвідношеннях густини частинки та розплаву.

7. На основі розрахунків для двох фурм, які відрізняються умовами лазерної обробки частинок (на виході із фурми або в самій фурмі) представлені найбільш ймовірні траєкторії руху частинок в її внутрішніх каналах та на виході із них, які охоплюють весь спектр розподілу основної маси частинок в газолазерному і рідинному потоках. Для кожної із фурм визначено положення фокуса лазерного випромінювання відносно перетяжки газопорошкового потоку, що забезпечує вибір оптимальних параметрів обробки частинок в дофокальній, фокальній чи зафокальній області лазерного випромінювання.

8. Досліджено динаміку зміни фронту плавлення частинки в залежності від швидкості (0-25 м/с) та траєкторії її руху, потужності лазерного випромінювання 600...2500 Вт, кутової швидкості власного обертання, термодинамічних параметрів та геометричних розмірів (для частинок діаметром 150 мкм, 315 мкм і 500 мкм). Порівняно результати лазерної обробки металевих (Fe - 0,01C%, P6M5) та неметалевих частинок (WC, SiC), встановлено особливості їх нагріву та визначені оптимальні параметри лазерного випромінювання, які дозволяють досягати часткового оплавлення частинок. Отримані результати розподілу температури нагріву частинки дозволяють керувати режимом її лазерної обробки без оплавлення, з частковим і повним плавленням.

9. В якості заміни використання інертних газів та підвищення ефективності лазерного нагріву частинок запропоновано процес гібридної лазерно-

полум'яної обробки з використанням суміші газів «повітря-пропан». В умовах використання даної обробки визначені оптимальні параметри процесу формування газопорошкового потоку із співвідношенням витрат 3:1 повітря-пропан, що забезпечує додатковий нагрів частинок в потоці і створює захисне середовище з продуктів реакції горіння.

10. За результатами експериментальної апробації підтверджено ефективність застосування реакторів з накладанням механічного обертання, утворенням вихрового руху розплаву та газолазерною обробкою струменя розплаву для отримання дисперсно-армованого матеріалу на основі алюмінієвих і мідних сплавів.

11. Для розробленого лазерно-ливарного методу встановлена можливість отримання пористого матеріалу з рівномірно розподіленою пористістю в матриці алюмінієвого сплаву (пористість матеріалу складає 5-17%). Встановлені закономірності зміни густини отриманого пористого матеріалу, кількості та розмірів пор в залежності від швидкості кристалізації розплаву.

12. Шляхом проведення експериментальних досліджень зносостійкості в умовах сухого тертя встановлено, що для зразка із одержаних КМ втрата ваги приблизно вдвічі менша порівняно зі зразками, одержаними традиційним ливарним методом.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Кечин В. А. Металломатричные композиционные сплавы: современное состояние и перспективы / В. А. Кечин, Е.С. Прусов, А. А. Панфилов, М. Б. Коробков // Литейщик России. – 2013. – №12. – С. 14 – 18.
2. Suresh S. Fundamentals of Metal Matrix Composites / S. Suresh, A. Mortensen, A. Needleman / Boston: Butterworth-Heinemann. – 1993. – 342 p.
3. Композиционные материалы с металлической матрицей. Композиционные материалы. Т. 4. Пер. с англ. / Под ред. К. И. Портного.: М., Машиностроение. – 1978. – С. 502
4. Портной К. И. Классификация композиционных материалов / К. И. Портной, А. Л. Заболоцкий, С. Е. Салибеков, В. М. Чубаров // Порошковая металлургия. – 1977, – № 12, – С. 70-75.
5. Никитин К.В., Никитин В.И., Амосов А.П. Литые Al-композиты, аморфизованные и модифицированные нано-размерными неметаллическими частицами // Металлургия машиностроения. – 2013. – №4. – С. 36 – 41.
6. Singh H. An overview of metal matrix composite: processing and SiC based mechanical properties / Hartaj Singh, Sarabjit, Nrip Jit, Anand K Tyagi // Journal of Engineering Research and Studies. – 2011. – Vol. II (Issue IV October-December). – Pp. 72-78.
7. Badia F.A., Rohatgi P.K Dispersion of graphite particles in aluminium castings through injection of the melt // AFS Trans. – 1969 – Vol. 77. – 402 p.
8. US Patent № 3951651. Metal composition and methods for preparing liquid-solid alloys for casting and casting methods employing the liquid-solid alloys / R. Mehrabian, M.C. Flemings. Patented 20.04.1976.
9. Mortensen A., Cornie J.A., Flemings M.C. Solidification processing of metal-matrix composites // Journal of Metals. – 1988. – Vol. 40. No. 2. – P. 12-19.
10. Wannasin, J. Fabrication of metal matrix composites by a high-pressure centrifugal infiltration process / J. Wannasin, M.C. Flemings // Journal of Materials Processing Technology. – 2005. – Vol. 169, Iss. 2. – P. 143-149.

11. Калинина Н. Е. Модифицирующая обработка литейных силуминов дисперсными композициями // Н.Е. Калинина, О.А. Кавац, В.Т. Калинин / Авиационно-космическая техника и технология. – 2008. – № 7 (54) – С. 16 – 19.
12. Мальцева Л. А., Шарапова В. А. Жидкофазные технологии получения композиционных материалов. Матрицы. Упрочнители // Учебное пособие: Издательство Уральского университета. Екатеринбург. – 2013. – С.120.
13. Найдек, В.Л., Затуловский А.С., Затуловский С.С., Литые антифрикционные металлокомпозиаты. Эксклюзивный проект ИПЛ-ФТИМС НАН Украины // К.: Процессы литья. – 2008. – С. 349-376.
14. Меткалф А. Поверхности раздела в металлических композитах // М.: Мир. – 1978. – С. 438.
15. Шоршоров М. Х. Физика прочности волокнистых композиционных материалов с металлической матрицей. // М.: Metallurgia. – 1989. – С. 206.
16. Тучинский Л. И. Композиционные материалы, получаемые методом пропитки // М.: Metallurgia. – 1986. – С. 208.
17. Гаврилин И. В. САМ-процесс – метод композиционного литья // Литейное производство. 1996. № 2. С. 120-121.
18. Верховлюк А.М. Межфазное взаимодействие жаропрочного никелевого сплава с оксидами // Адгезия расплавов и пайка материалов. – 2002. – № 35. – С. 80 – 82.
19. Затуловський А.С., Косинська А.В., Щерецький В.О. Літні композиційні матеріали триботехнічного призначення // Металознавство та обробка металів. –2013. – №1. – С. 21-26.
20. Затуловский А.С. Литые композиты с неметаллическими наполнителями на основе отходов промышленного производства / А.С. Затуловский, В.А. Лакеев, А.В. Косинская, В.А. Щерецкий // Процессы литья. – 2016. – № 5 (119). – С. 59-64.
21. Затуловский С.С., Кезик В. Я., Иванова Р. К. Литые композиционные материалы. Киев : Тэхніка, 1990. – 240 с.
22. Затуловский С. С. и др. Литые композиционные материалы // Киев:

Техника, 1990. – 240 с.

23. Затуловский С. С., Затуловский А. С. // Перспективные материалы. – 2005. – № 1. – С. 66-72.

24. Затуловский, А.С. Литые алюмоматричные антифрикционные композиционные материалы, армированные стальными гранулами // А. С. Затуловский, В. А. Лакеев, Е. А. Каранда, Е. В. Миронова, В. А. Щерецкий / Процессы литья. – 2013. – № 2. (98) – С. 50-53.

25. Рафальский, И.В. Получение литейных композиционных материалов из алюминиевых сплавов в гетерофазном состоянии с дисперсными наполнителями // Литье и металлургия. №3(61).– 2011. – С. 31.

26. Kapil Mohan, Tick Hon Yip, Shridar Idapalapati, Zhong Chen / Impact response foam core sandwich structures // Materials science and engineering A. – 2011. – Vol. 529. P. 94-101.

27. Aluminium foams as a filler for leading edges: Improvements in the mechanical behavior under bird strike impact tests / J. A. Reglero, M. A. Rodriguez-Perez, E. Solorzano, J. A. de Saia // Materials and design. – 2011. – Vol. 32. – № 2. P. 907–910.

28. Badia F.A. Dispersion of graphite particles in aluminium castings through injection of the melt / F.A. Badia, P.K Rohatgi // AFS Trans. – 1969 – Vol. 77. – 402 p.

29. US Patent № 3951651. Metal composition and methods for preparing liquid-solid alloys for casting and casting methods employing the liquid-solid alloys / R. Mehrabian, M.C. Flemings. Patented 20.04.1976.

30. Mortensen, A. Solidification processing of metal-matrix composites / A. Mortensen, J.A. Cornie, M.C. Flemings // Journal of Metals. – 1988. – Vol. 40. No. 2. – P. 12-19.

31. Wannasin, J. Fabrication of metal matrix composites by a high-pressure centrifugal infiltration process / J. Wannasin, M.C. Flemings // Journal of Materials Processing Technology. – 2005. – Vol. 169 (Iss. 2). – P. 143-149.

32. Калинина, Н. Е. Модифицирующая обработка литейных силуминов дисперсными композициями // Н.Е. Калинина, О.А. Кавац, В.Т. Калинин / Авиационно-космическая техника и технология. – 2008. – № 7 (54) – С. 16 – 19.
33. Панфилов А.В. Литые композиционные материалы, армированные тугоплавкими дисперсными частицами // Литейное производство. – 1983. – № 6. – С. 15-18.
34. Баранок А.В., Панфилов А.В., Скотников Ю.С. Исследование формирования структуры и свойств функционально армированных алюмоматричных композиционных материалов // Литейщик России. – 2008. – №7. – С. 46-50.
35. Алексеева Ю.С. Технологическое обеспечение и повышение износостойкости втулок из градиентных композиционных материалов: дисс. ... канд. техн. наук. – Москва, 2009. – 147 с.
36. Watanabe Y., Yamanaka N., Fukui. Y. Control of composition gradient in a metal-ceramic functionally graded material manufactured by the centrifugal method // Composites Part A: Applied Science and Manufacturing. – 1998 – Vol. 29, – P. 595-601.
37. Bonollo F., Moret A., Gallo S., Mus C. Cilinder liners in aluminium matrix composite by centrifugal casting // La metallurgia Italiana. – 2004. – №6. – P. 49-55.
38. Singh H. An overview of metal matrix composite: processing and SiC based mechanical properties / Hartaj Singh, Sarabjit, Nrip Jit, Anand K Tyagi // Journal of Engineering Research and Studies. – 2011. – Vol. II (Issue IV October-December). – P. 72-78.
39. Челушкин, А. С. Гидравлические аспекты литья / А.С. Челушкин, Р.В. Дашкин // Ползуновский альманах. – 2004. – №4. – С. 44-46.
40. Cunningham A. L., Davies L. G., Alexander J. A. The characteristics of the Mg-B composite system. – 14-th National Symposium SAMPE, 1968, Nov., p. 11-1B-2.
41. Włodarczyk-Fligier A. Manufacturing of aluminium matrix composite

materials reinforced by Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> particles / A. Włodarczyk-Fligier, L.A. Dobrzański, M. Kremzer, M. Adamiak // Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering A. Włodarczyk-Fligier, L.A. Dobrzański, M. Kremzer, M. Adamiak. – March 2008. – Volume 27 (Issue 1). – P. 99-102

42. Alexander J. A., Davies L. G. Continuous casting as a composite fabrication process // 15-th National Symposium SAMPE. – May, 1969. – P. 125-137.

43. Alexander J. A. Engineering Uses of Filament Reinforced Metal-Matrix Composites // Metals Engineering Quarterly. – 1970. – Vol. 10 (2). – P. 22-40.

44. Alexander J. A. Five ways to fabricate metal matrix composites parts. – Materials Engineering. – 1968. – Vol. 68 (1). – P. 58-63.

45. Патент США № 3753694, 1973 г.

46. Cantargel M. Le renforcement des metaux par des fibres refractaires / Cantargel M., Marchal M. Z. – Rev. int. hautes temp, et refract., 1972. – V. 9, – № 1, – p. 93–100.

47. Thoguluva R.V. Fabrication of fiber reinforced metal matrix composites by squeeze casting technology / Thoguluva R.V., Shamsuddin S., A.M.S Hamouda, Megat Mohamad Hamdan Megat Ahmad // Journal of Materials Processing Technology. – 2006. – Vol. 178(1) – P 34-38.

48. Щерецкий, А.А. Теоретические и технологические основы получения литых заготовок из композиционных материалов на основе алюминия и циркония с дисперсными частицами: дисс. ... докт. техн. наук., Киев. –2007. – 453 с.

49. Mehan R. L. Fabrication and evaluation of sapphire whisker reinforced aluminum composites // Journal of Composite Materials. – 1970. – V. 4. – № 1, P. 90-101.

50. Ильевский, В.В. Состояние и перспективы развития технологии вакуумно-компрессионной пропитки литых деталей // В.В. Ильевский, О.Е. Иванов, В.В. Косенко, А.В. Ряховский / Механіка, машинознавство та



электропоставания. – 2012. – С. 224-227.

51. Косников, Г.А. О перспективах разработки литейных наноструктурных композиционных алюмоматричных сплавов / Г.А. Косников [и др.] // Литейщик России. – 2011. – № 9. – С. 34-40.

52. Панфилов А.В., Панфилов А.А., Петрунин А.В. Синтез, структура и свойства объемных наноструктурированных алюмоматричных композиционных материалов конструкционного назначения // Нанотехника. – 2007. – №3(11). – С. 76-81.

53. Калашников И.Е. Развитие методов армирования и модифицирования структуры алюмоматричных композиционных материалов: дисс... докт. техн. наук., Москва. – 2011. – 451 с.

54. Никитин К.В. Теоретические и практические предпосылки развития технологий наномодифицирования сплавов на основе алюминия // Наследственность в литейных процессах: Труды VII междунар. науч.-техн. симпозиума. - Самара: СамГТУ. - 2008. - С. 286-289.

55. Прусов Е.С. Исследование свойств литых композиционных сплавов на основе алюминия, армированных эндогенными и экзогенными фазами / Е.С. Прусов, А.А. Панфилов // Металлы. – №4. – 2011. – С. 79-84.

56. Хмелевских А.И. О возможности получения СВС-лигатуры Al-Zr / А.И. Хмелевских, В.И. Никитин, А.П. Амосов, А.Г. Мержанов // Наследственность в литых сплавах: тез. докл. V науч.-техн. конф., Самара: СамГТУ. – 1993. – С. 141-143.

57. Nikitin V.I Reserch and Production of SHS Master Alloy for Manufacture Aluminum Alloys / V.I. Nikitin, A.P. Amosov, A.G. Merzhanov, G.S. Lukjanov // Self-Propogating High-Temperture Synthesis. The 3<sup>rd</sup> International Symposium. Wuhan. –1995. – P. 54-55.

58. Амосов А.П. Литые СВС-композиты // Литейное производство. – 1999. – №1. – С. 36- 37.

59. Гаврилин И.В. САМ-процесс - метод композиционного литья // Литейное производство. – 1996. – №9. – С. 28-29.

60. Макаренко А.Г., Никитин, В.И., Кандалова Е.Г. Термодинамический анализ процесса СВС при получении композиционных алюминиевых сплавов // Литейное производство. – 1999. – №1. – С. 37-39.
61. Kandalova E.G., Li Peijie, Nikitin V.I. In situ synthesis of Al/TiC in aluminum melt // Materials Letters. – 2003. – P. 1434-1436.
62. Рязанов С.А., Пидержанов А.П. Введение частиц SiC в сплав алюминия // Наследственность в литейных процессах: Труды VII междунар. науч.-техн. симпозиума. Самара: СамГТУ. – 2008. – С. 199-205.
63. Пат. № 2396365 РФ, МПК C22B 9/10, C22C 1/06, C22B 21/06. Способ рафинирования алюминиевых сплавов / Панфилов А.В., Бранчуков Д.Н., Прусов Е.С., Скотников Ю.С. - 2009102613/02 ; заявл. 26.01.09 ; опубл. 10.08.2010. – Бюл. № 22. – 6 с.
64. В. Л. Найдек, Д. М. Беленький, Н. С. Пионтковская, А. В. Наривский Исследование взаимодействия скоростной газовой струи с расплавом // Процессы литья. – 2010. – № 1 – С. 3 – 6
65. Kastner S., Kluger I. Beitrag zur Technologie der Entgasung von Aluminiumschmelzen // Aluminium. – 1952. – V. 52. – № 4. – P. 230-234.
66. Палачев В. А., Повышение дегазации алюминиевых сплавов продувкой инертными газами / В.А. Палачев, С.В. Инкин, В.Д. Белов., А.В. Курдюмов // Литейное производство. – 1992. – № 3. – С. 10-11.
67. Палачев В. А. Разработка и исследование технологии рафинирования алюминиевых сплавов продувкой газами с высокой скоростью истечения: Автореф. дис. ... канд.техн.наук., М.. – 1994. – 31 с.
68. Ри Э.Х. Влияние облучения жидкой фазы наносекундными электромагнитными импульсами (НЭМИ) на кристаллизацию, структурообразование и физико-механические свойства алюминия (гранулированный алюминий, 99,78% Al) и силумина АЗ 90 / Э.Х. Ри, Хосен Ри, С.В. Дорофеев и др. // Повышение эффективности инвестиционной и инновационной деятельности в Дальневосточном регионе и странах АТР. В 4 ч.

4.1: Материалы международной научно-практической конференции. - Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО «КиАГТУ». – 2006. – С. 101.

69. Н.А. Шабурова Воздействие наносекундных электромагнитных импульсов на расплавы цветных металлов // Вестник ЮУрГУ. –2006. – № 7,– С. 152-156.

70. Блинков И.В., Орехов И.Е. Формирование лазерной наплавкой композиционных материалов и их трибологические свойства // Изв. вузов. ЧМ. –№ 1. – 1996.

71. Никифоров Л.В. Порошковые наплавочные материалы. – Пенза: Приволж.дом науч. проп., 1993. – № 5. – С. 56 - 57.

72. Шатрава А.П. Физико-механические характеристики композиционных лазерных покрытий. Тез. доп. на конф. мол. вчених і спец. "ЗСТ". – 2001 р.

73. Шатрава А.П. Физико-механические характеристики покрытий сталь-бронза, полученных с помощью лазерной наплавки // Авт. сварка. – 2002. – № 5.– С. 60-61.

74. Найдек В.Л., Лихошва В.П., Шатрава А.П. Триботехнические композиционные покрытия, полученные методом лазерной газопорошковой наплавки // Тез. доп. на межд. науч.-тех. конгрессе: Литейное производство в новом веке... – Киев, 2002.

75. Foroozmehr E. Synthesizing of Functionally Graded Surface Composites by Laser Powder Deposition Process for Slurry Erosion Applications / Ehsan Foroozmehr, Rouzbeh Sarrafi, Syed Hamid, Radovan Kovacevic // 20th Annual International Solid Freeform Fabrication Symposium. – 2009. – P. 446-453.

76. Jiang W.H. Laser deposited TiC/H13 tool steel composite coatings and their erosion resistance,” / W.H. Jiang, R. Kovacevic // Journal of Material Processing Technology. – 2007. – Vol. 186. – P. 331-338.

77. Yarrapareddy E., Kovacevic R. Synthesis and characterization of laser-based direct metal deposited nano-particles reinforced surface coatings for industrial

slurry erosion applications // Journal of Surface and Coating Technology. – 2008. – Vol. 202. – P. 1951-1965.

78. Tobar M.J. Laser cladding of tungsten carbide hardfacing alloys on steels used in mining industry / M.J. Tobar, J.M. Amado, J.C. Alvarez, J. Lamas, A. Yanez // Laser Material Processing Conference, ICALEO2008 Congress Proceedings. – 2008. – P. 734-738.

79. Zheng B. Microstructure and properties of laser deposited Ti6Al4V metal matrix composites using Ni coated powder / B. Zheng, J.E. Smugeresky, Y. Zhou, D. Baker, and E.J. Lavernia // Metallurgical and Materials Transactions. – 2008. – № 39A. – P. 1196-1205.

80. Jun L. Microstructural characterisation of titanium matrix composite coatings reinforced by in situ synthesized TiB+TiC fabricated on Ti6Al4V by laser cladding / Jun L., Zhisshui Y.U., Huiping W. and Manping L. // Rare Metals. – 2010. – № 29. – P. 465-472.

81. Dinda G.P., Song L., and Mazumder J. Fabrication of Ti-6Al-4V scaffolds by direct metal deposition // Metallurgical and Materials Transactions. – 2008. – № 39A. – P. 2914-2922.

82. Erhard B., Daniel G. Microstructure of additive layer manufactured Ti-6Al-4V after exceptional post heat treatments // Materials Letters. – 2012. – № 81. – P. 84-87.

83. Lan, Y.Q. Application of laser metal deposition for fabrication of titanium matrix wear-resistant coating and its wearing performance / Lan Y.Q., Guang Y., Wei W., Ming T. and Xing L.W. // Applied Mechanics and Materials. – 2010. – № 44-47. – P. 316-320.

84. Григорьянц А. Г., Новиченко Д. Ю., Смуров И. Ю. Лазерная аддитивная технология изготовления покрытий и деталей из композиционного материала // Известия высших учебных заведений. Машиностроение. – 2011. – №7. – С. 38-46.

85. Wohler T. Wohlers report 2004 // Rapid prototyping, tooling and manufacturing state of the industry: Annual worldwide progress report. Fort Collins: Wohlers Associates. – 2004. – 270 p.

86. Григорьянц А.Г., Шиганов И.Н, Мисюров А.И. Технологические процессы лазерной обработки / Под ред. А.Г. Григорьянца. М.: Издво МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 2006. – 664 с.

87. Thivillon L. Potential of direct metal deposition technology for manufacturing thick functionally graded coatings and parts for reactors components / Thivillon L., Bertrand Ph., Laget B., Smurov I. // Journal of Nuclear Materials, – 2009. – № 385. – P. 236-241.

88. Ochonogor O.F. Microstructure characterization of laser-deposited titanium carbide and zirconium-based titanium metal matrix composites / O.F. Ochonogor, C. Meacock, S.L. Pityana, P.A.I. Popoola, and J. Dutta Majumder // The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy. – 2012. – V.112 – P. 905-910.

89. Новицкий В. Г. Свойства литых гетерогенных Fe-Cr-Cu-C сплавов после лазерной обработки / В. Г. Новицкий, В. П. Гаврилюк, А. П. Шатрава, Д. Д. Панасенко // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2012. – №9. – С. 15 - 23.

90. Новицкий В.Г. Структура та трибологічні характеристики литого гетерогенного сплаву до і після лазерної обробки / В. Г. Новицкий, В. П. Гаврилюк, А. П. Шатрава и др. // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2011. – №1. – С. 87 - 93.

91. Лихошва В. П., Марковский Е. А., Рейнталь Е.А. Лазерное облучение металлических расплавов // Металл и литье Украины. – 2007. – №11 - 12. – С. 24 – 26.

92. Лихошва В. П. Процессы взаимодействия лазерного излучения с дисперсными частицами в гетерогенных материалах: Дисс. ... докт. техн. наук., Киев. – 2005. – 450 с.

93. Найдек В.Л., Лихошва В.П. Получение литых композиционных материалов с использованием высококонцентрированных источников энергии // Процессы литья. – 2004. – № 4. – С. 42 – 46.

94. Перелома В.А. Обработка литых композиционных материалов лазером / В.А. Перелома, С.С. Затуловский, А.В. Косинская, В.П. Лихошва, А.П. Шатрава // Литейное производство. – 1997. – № 8 – 9. – С. 33.

95. Найдек В.Л. Распределение дисперсных частиц в двухфазном газолазерном потоке / В.Л. Найдек, В. П. Лихошва, Е. А. Рейнталь, Л. А., Ф.И. Кирчу, А.П. Шатрава, Л.А. Бондарь, А. Н. Тимошенко // Металл и литье Украины. – 2009. – № 11 - 12. – С.4 - 7.

96. Weisheit A., Powder Injection: The Key to Reconditioning and Generating Components Using Laser Cladding / A. Weisheit, G. Backes, R. Stromeyer, A. Gasser, K. Wissenbach, R. Poprawe // Materials Week 2001. Proceedings. CD-ROM : Papers, keynotes and plenaries of Materials Week 2001, International Congress on Advanced Materials, their Processes and Applications, 1 - 4 October 2001, International Congress Centre Munich Frankfurt: Werkstoffwoche-Partnerschaft GbRmbH, – 2002. – P. 8.

97. Лихошва В. П. Моделирование газолазерных потоков при создании оборудования для нагревания дисперсных материалов / В. П. Лихошва, Е. А. Рейнталь, Л. А., Ф.И. Кирчу, А.П. Шатрава, Л.А. Бондарь, А. Н. Тимошенко // Металл и литье Украины. – 2009. – № 11 -12. – С.77 - 81.

98. S. Zekovic, R. Dwivedi, R. Kovacevic, “Numerical simulation and experimental investigation of gas-powder flow from radially symmetrical nozzles in laser-based direct metal deposition”, Int. J. Mach. Tool. Manu., 47, 112- 123 (2007).

99. Zekovic S., Dwivedi R., Kovacevic R. An Investigation of Gas-Powder Flow in Laser-Based Direct Metal Deposition // Proceedings of SFF Symposium. – September 14, 2006. – P. 558-572.

100. Morville S. Numerical Modeling of Powder Flow during Coaxial Laser Direct Metal Deposition – Comparison between Ti-6Al-4V Alloy and Stainless Steel 316L / S. Morville, M. Carin, D. Carron, P. Le Masson, M. Gharbi, P. Peyre and R.

Fabbro // Excerpt from the Proceedings of the 2012 COMSOL Conference in Milan. – 2012. – P. 1-6.

101. Ibarra-Medina J., Vogel M., Pinkerton A.J. A CFD model of laser cladding: from deposition head to melt pool dynamics // Proc. ICALEO'2011, Orlando, FL, USA, – 23- 27 October 2011. – Vol. 708 – P. 378-386.

102. Tabernero I. Modelling of energy attenuation due to powder flow-laser beam interaction during laser cladding process / A. Lamikiz, S. Martinez, E. Ukar, L.N. Lopez de Lacalle // J. Mater. Process. Tech. – 2012 – Vol. 212. – P. 516-522.

103. Лихошва В.П. Воздействие газовых потоков, подаваемых с помощью фурмы, на жидкие среды / В. П. Лихошва, Е. А. Рейнталь, Л. А. Бондарь, А. Н. Тимошенко, Л. Е. Угрин // Процессы литья. – 2010. – № 6. – С. 64 - 71.

104. Рейнталь Е. А. Изменение газовой каверны при погружении фурм различных конструкций в жидкие среды / Е. А. Рейнталь, В. П. Лихошва, В. Савин, Л. А. Бондарь, А. Н. Тимошенко, Р. С. Надашкевич // Процессы литья. – 2011. – № 3. – С. 14 - 23.

105. Кондрашев П.В. Математическое моделирование газодинамики порошковой струи при реализации технологии «Rapid Prototyping» // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2013. – Т. 5/7. – № 65. – С. 4-11.

106. Косолап Н. В., Куземко Р. Д. Влияние нагрева дисперсного потока в ковшовой фурме на импульс истекающей в расплаве газопорошковой струи. Сообщение 1 // Металл и литье Украины. – 2012. – № 11. – С. 6-10.

107. Косолап Н. В., Куземко Р. Д. Влияние нагрева дисперсного потока в ковшовой фурме на импульс истекающей в расплаве газопорошковой струи. Сообщение 2 // Металл и литье Украины. – 2012. – № 11. – С. 14-18.

108. Сигарев Е. Н. Разработка конструкции двухпоточных погружных фурм для ковшовой десульфурации чугуна магнием / Е. Н. Сигарев, А. Г. Чернятевич, К. И. Чубин и др. // Новости науки Приднепровья. 2008. – № 3-4. – С. 87-89.

109. Косолап Н. В., Куземко Р. Д. Методика расчета фурмы для вдувания десульфураторов в расплав ковша // *Металл и литье Украины*. – 2011. – № 12. – С. 31-35.
110. Полежаев В.И. Математическое моделирование конвективного теплообмена на основе уравнений Навье-Стокса / В.И. Полежаев, А.В. Бунэ, Н.А. Вerezуб и др. – М.: Наука, 1987. – 272 с.
111. Полежаев В.И., Простомолотов А.И., Федосеев А.И. Метод конечных элементов в механике вязкой жидкости // *Итоги науки и техники. Механика жидкости и газа*. – М., 1987. – Т.21. – С.3-92.
112. Смирнов А.Н. Классификация режимов перемешивания стали в ковше с использованием математического моделирования / А.Н. Смирнов, И.Н. Салмаш, Е.В. Ошовская // *Наукові праці ДонНТУ. Металургія*. – 2009. – №11. – С.73-86.
113. Егоров С.Г., Червоний И.Ф., Шульга А.И. Математическое моделирование перемешивания расплава алюминия в ковше при тепловом воздействии // *Наукові праці ДонНТУ. Металургія*. – 2010. – №12. – С. 227-236.
114. Xia J.L., Ahokainen T., Holappa L. Modelling of flow in a ladle with gas stirred liquid metal // *Proceedings Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries. Melbourne, Australia*. – 6–8 December 1999. – P. 187–192.
115. Domgin J.F., Gardin P., Brunet M. Experimental and numerical investigation of gas stirred ladles // *Proceedings Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries. Melbourne, Australia*, Melbourne: CSIRO. – 6-8 December 1999. – P.182-186.
116. Taniguchi S., Kawaguchi S., Kikuchi A. Fluid flow and gas-liquid mass transfer in gas – injected vessel // *Proceedings Second International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries. Melbourne, Australia*, Melbourne: CSIRO. – 6-8 December 1999. – P.193-198.



117. Ferreira R.E., BRAZIL, Minelli F.R. Heat Loss and Liquid Steel Flow in Metallurgical Ladles During Holding Period in Continuous Casting // ICHMT DL: CHT97. – 1987. – P. 8.

118. Han J.W. Transient Fluid Flow Phenomena in a Gas Stirred Liquid Bath with Top Oil Layer—Approach by Numerical Simulation and Water Model Experiments / J.W. Han, S.H. Heo, D.H. Kam e.a. // ISIJ International. – 2001. – Vol.41 (10) – P.1165-1173.

119. Будилов И.Н., Лукашук Ю.В. Моделирование магнитногидродинамических процессов в промышленных электролизерах с помощью ANSYS // ANSYS Solutions. Русская редакция. – 2007. – №6. – С.13-18.

120. Гидромеханика и тепломассообмен при получении материалов: [сб. науч. трудов / отв. ред. Авдеевский В.С., Полежаев В.И. // М.: Наука. – 1990. – 296 с.

121. Эль-Кадах Н., Зекели Дж. Турбулентность и перемешивание в технологических процессах ковшовой металлургии // Труды конференции Инжекционная металлургия'83. Лулеа, Швеция, М.: Металлургия. – 1986. – С. 90–105.

122. Васильев В.А., Ницкий А.Ю. Практика решений задач вычислительной гидродинамики тонких турбулентных слоев в щелевых уплотнителях питательных насосов на суперкомпьютерах и в распределенных вычислительных средах // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. – 2009. – № 6 (1). – С. 210-219.

123. Трапезников А.В. Моделирования получения композитов механическим замешиванием // Литейное производство. – 2012. – №9. – С. 24-25.

124. Челушкин А. С., Дашкин Р.В. Гидравлические аспекты литья // Ползуновский альманах, – 2004. – №4. – С. 44-46.

125. Ноговицын А. В. Компьютерное моделирование течения расплава в двухвалковом кристаллизаторе / А. В. Ноговицын, А. Д. Подольцев, И. Н. Кучерявая, Н. А. Ломко // Процессы литья. – 2014. – № 6 (108). – С. 11-17.
126. Егоров С. Г. Оценка методов перемешивания металлических расплавов в лабораторных условиях [Электронный ресурс] // Режим доступа: [http://www.zgia.zp.ua/gazeta/METALURG\\_19\\_12.pdf](http://www.zgia.zp.ua/gazeta/METALURG_19_12.pdf)
127. Гришаев Р.В., Мирзаде Ф.Х., Хоменко М.Д. Численное моделирование нагрева и плавления микрочастицы лазерным излучением // Журнал техн. физики. – Т. 75, вып. 12. – 2005. – С. 124-143.
128. Гришаев Р. В., Мирзаде Ф. Х., Хоменко М. Д. Численное моделирование кинетики плавления микрочастиц при селективном лазерном спекании // Перспективные материалы – 2011. – № 10. – С. 135 – 142
129. Kruth J.-P. Consolidation phenomena in laser and powder-bed based layered manufacturing / J.-P. Kruth, G. Levy, F.Flocke, T.H.C. Childs // Ann. CIRP. – 2007. – 56 (2). – P. 730-759.
130. Borisov Yu., Bushma A., Krivtsun I. Modelling of motion and heating of powder particles in laser, plasma and hybrid spraying // Journal of Thermal Spray Technology. – 2006. – 15(4). – P. 553-558.
131. Pustovalov V.K. Theoretical study of heating of spherical nanoparticle in media by short laser pulses // Chemical Physics. – 2005. – №308. – P. 103-108.
132. Kozubkova M., Krutil J., Dvorak O., Bojko M. Mathematical modelling explosion methan in family house in Kamenna using Fluent software/ Kozubkova M., Krutil J., Dvorak O., Bojko M. // The Sci. for population protection. — 2012. — V. 4 (2). — P. 65–89.
133. Батраков П. А., Мумладзе Д. Г. Исследование моделей горения в химическом реакторе печного типа при нестехиометрическом способе сжигания топлива в программном комплексе Ansys CFX // Омский научный вестник. – 2018. – № 4 (160). – С. 59–63. DOI: 10.25206/1813-8225-2018-160-59-63.



«УТВЕРЖДАЮ»

И.о. директора Физико-технологического  
института металлов и сплавов

д.т.н., проф. Верховлюк А.М.

«УТВЕРЖДАЮ»

И.о. директора КЗП Шосткин-  
ского казенного завода «Звезда»

[Signature]

## АКТ

промышленной апробации композиционных материалов, полученной  
на основе гибридной литейно-лазерной технологии

Настоящий акт составлен в том, что в течение 2016-2017 гг в производственном цехе предприятия «Казенное предприятие Шосткинского казенного завода «Звезда»» (г. Шостка, Сумской обл.) были проведены сравнительные стойкостные испытания партии (втулок трения-скольжения) в количестве 4 шт., изготовленных по стандартной технологии и 4 шт. на основе технологии, разработанной сотрудниками отдела Концентрированных энергетических воздействий (КЭВ) Физико-технологического института металлов и сплавов Национальной Академии Наук Украины, под руководством доктора технических наук, профессора Лихошвы В.П. и научного сотрудника Тимошенко А.Н..

Опытные образцы втулок трения-скольжения были изготовлены из сплава алюминия (стандартная технология) и из литого композиционного материала на основе сплава алюминия и включений Р6М5 полученного по гибридной литейно-лазерной технологии отдела КЭВ ФТИМС НАНУ.

Испытания стандартных и упрочненных образцов проводились в условиях цеха производства машиностроительных изделий. В результате проведенных испытаний было установлено, что втулки трения-скольжения, полученные по технологии отдела КЭВ ФТИМС НАНУ, имели стойкость в 2,2 раза выше, чем постоянно применяемые на производстве.

От ФТИМС НАН Украины:

д.т.н., проф. Лихошва В.П.

н.с. Тимошенко А.Н.

От предприятия «Шосткинского  
казенного завода «Звезда»»:

[Signature]

